



COPPE
UFRJ

Instituto Alberto Luiz Coimbra de
Pos-Graduação e Pesquisa de Engenharia

CRITÉRIOS DE FALHA E MODELOS ANALÍTICOS PARA ANÁLISE LOCAL EM DUTOS FLEXÍVEIS COM ARMADURAS DE TRAÇÃO EM MATERIAL COMPÓSITO

Joab Flávio Araújo Leão

Dissertação de Mestrado apresentada ao
Programa de Pós-graduação em Engenharia
Oceânica, COPPE, da Universidade Federal
do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos
necessários à obtenção do título de Mestre
em Engenharia Oceânica.

Orientador: Murilo Augusto Vaz

CRITÉRIOS DE FALHA E MODELOS ANALÍTICOS PARA ANÁLISE LOCAL EM
DUTOS FLEXÍVEIS COM ARMADURAS DE TRAÇÃO EM MATERIAL COMPÓSITO

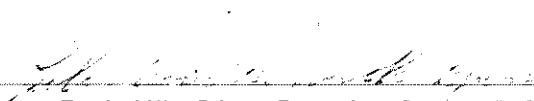
Joab Flávio Araújo Leão

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO
LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE)
DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA OCEÂNICA.

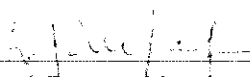
Examinada por:



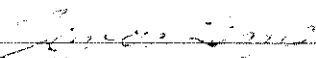
Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.



Prof. Júlio César Ramalho Cyrino, D.Sc.



Prof. José Renato Mendes de Sousa, D.Sc.



Dr. Carlos Alberto Duarte de Lemos, D. Sc.

Leão, Joab Flávio Araújo

Critérios de falha e modelos analíticos para análise local em dutos flexíveis com armaduras de tração em material compósito/ Joab Flávio Araújo Leão. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

XX, 134 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Murilo Augusto Vaz

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Oceânica, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 103-114.

1. Duto flexível. 2. Materiais Compósitos. 3. Análise local.
I. Vaz, Murilo Augusto. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

Agradecimentos

A Petrobras pelo apoio ao meu desenvolvimento profissional e acadêmico. Bem como, Heitor Tsuha, Marcos Salvador e Felipe Castro pelo apoio gerencial, incentivo e liberação para realização deste mestrado.

A meu orientador, professor Murilo Augusto Vaz, pelo incentivo, paciência e conselhos.

A Eliene Barreto pela ajuda e disponibilidade sempre que precisei.

CRITÉRIOS DE FALHA E MODELOS ANALÍTICOS PARA ANÁLISE LOCAL EM DUTOS FLEXÍVEIS COM ARMADURAS DE TRAÇÃO EM MATERIAL COMPÓSITO

Joab Flávio Araújo Leão

Setembro/2018

Orientador: Murilo Augusto Vaz

Programa: Engenharia Oceânica

Esta pesquisa dedica-se a investigar, num primeiro momento, modelos analíticos para cálculo de tensões nos tendões das armaduras de tração de um duto flexível de camadas não aderentes sob carregamentos axissimétricos e de flexão considerando a mudança do material das armaduras de aço carbono para compósito com reforços unidirecionais. Embora mantida as características geométricas das armaduras helicoidais, a mudança de material proporciona modificações nas equações analíticas para cálculo de tensões. O segundo aspecto investigado são os diferentes critérios de falhas propostos na literatura para detecção de falha no compósito. O compósito, devido a sua forma constitutiva, apresenta complexos mecanismos de falha e os diversos critérios desenvolvidos tentam identificar o dano levando em conta determinado mecanismos de falha em detrimento a outros. Num cenário de aplicação de um duto flexível numa lâmina d'água de 3000 m, os carregamentos estimados para o riser são utilizados para cálculo de tensão no compósito e verificação de falha em cada critério.

FAILURE CRITERIA AND ANALYTICAL MODELS FOR LOCAL ANALYSIS IN FLEXIBLE PIPES WITH TENSILE ARMOURS IN COMPOSITE MATERIAL

Joab Flávio Araújo Leão

September/2018

Advisor: Murilo Augusto Vaz

Department: Ocean Engineering

This research investigates, in the first moment, analytical models to calculate the stresses in tensile armors of unbonded flexible pipe under axisymmetric and flexure loading considering material changes from carbon steel to unidirectional carbon-fiber composite. Although considering same geometric characteristic of helical armours, the material changes generate modifications in analytical equations for stresses calculation. Second aspects investigated are different failures criteria present on literature for damage detection in composite material. Composites, due its constitutive form, develop complex failure mechanisms and the several criteria try to identify damage considering some mechanisms, disregarding others. Considering a flexible pipe application in 3000 m of deep-water, the loading estimated for riser section are used to calculate stress on composite material (present on tensile armour) and verify failure detection for each criteria.

Sumário

Capítulo 1	1
Introdução.....	1
1.1 Concepção do duto flexível	2
1.2 Duto flexível no contexto da produção <i>offshore</i> atual	4
1.3 Duto flexível com armaduras em compósito.....	6
1.4 Desafios no desenvolvimento de um fluxo de análise para verificação de falha no compósito.....	9
Capítulo 2	12
Generalidades dos materiais compósitos.....	12
2.1 Definição	12
2.1.1 Fase dispersa (Reforço)	12
2.1.2 Fase matriz.....	14
2.2 Compósitos com fibras contínuas unidirecionais.....	15
2.3 Compósitos reforçados com fibra de carbono e fibra de vidro	17
2.4 Micromecânica de compósito reforçado com fibras contínuas unidirecionais	17
2.5 Material transversalmente isotrópico	19
2.6 Processamento de compósitos reforçados por fibras unidirecionais contínuas	20
2.6.1 Pultrusão	21
2.6.2 Enrolamento filamentar.....	22
2.7 Processamento da fibra de carbono.....	22
Capítulo 3	24
Modelo de análise axissimétrica do duto flexível com armaduras de tração em compósito	24
3.1 Estado da arte da análise axissimétrica de dutos flexíveis	24
3.2 Discussão do modelo de análise axissimétrica para duto flexível com armaduras de tração em material compósito	27
3.2.1 Generalidade do modelo	27
3.2.2 Tendão em compósito com reforços unidirecionais	29
3.2.3 Estudo geométrico dos tendões helicoidais	31
3.2.4 Comportamento do tendão sob carregamento.....	32
3.2.5 Equilíbrio da camada helicoidal	33

3.2.6	Critério de continuidade dos raios na interface entre camadas.....	37
3.2.7	Modelagem de camadas homogêneas.....	37
3.3	Resolução de equações lineares simultâneas.....	38
3.4	Estudo de caso	39
3.4.1	Resultados	40
Capítulo 4	43
Análise de flexão de duto flexível com armaduras de tração em material compósito ..		43
4.1	Estado da arte da análise de flexão de dutos flexíveis	43
4.2	Discussão sobre o modelo de flexão para duto flexível com armaduras de tração em material compósito	45
4.2.1	Configurações geométricas do tendão helicoidal num toro cilíndrico	46
4.2.2	Comportamento do tendão em compósito com reforço unidirecional submetido à flexão.....	48
4.2.3	Resposta do duto flexível à flexão com armadura de tração em material compósito com reforços unidirecionais	51
4.3	Estudo de caso	53
4.3.1	Resultados	53
Capítulo 5	56
Análise de falha em materiais compósitos		56
5.1	Degradação de material compósito aplicado às armaduras de tração.....	56
5.2	Mecanismo de falha do compósito com reforços unidirecionais	59
5.3	Modelo de degradação progressiva	61
5.3.1	Regras para degradação de propriedades.....	62
5.3.2	Critérios de falha em compósito com reforços unidirecionais.....	63
5.4	Método proposto para análise de falha do tendão em compósito	70
5.4.1	Critérios de falha para verificação do compósito.....	70
5.4.2	Regras de degradação de propriedades do compósito.....	72
5.4.3	Determinação do fator de utilização do tendão	72
5.4.4	Fatores de segurança.....	73
5.5	Estudo de caso	73
5.5.1	Análise de um histograma de carregamentos – análise não iterativa.....	74
5.5.2	Análise com aumento do carregamento – análise iterativa	84
Capítulo 6	88
Estudo de caso		88
6.1	Análise local do compósito na condição inicial	88
6.2	Análise local do compósito degradado	90

6.3	Carregamentos na interface com a plataforma.....	90
6.4	Resultados	91
6.5	Discussão dos resultados	98
Capítulo 7	100
Conclusão.....		100
7.1	Sugestões de trabalho futuro	102
Referências bibliográficas		103
Apêndice A		115
Resultados de análise axissimétrica		115
Apêndice B		117
Análise global		117
Apêndice C		127
Rotina de análise		127

Lista de figuras

Figura 1-1 - Conceito de duto flexível desenvolvido para escoamento de hidrocarbonetos em 1942 (adaptado de AIRBOYD, 2011).....	1
Figura 1-2 - Imagens da operação PLUTO, instalação do duto no canal da Mancha (AIRBOYD, 2011)	2
Figura 1-3 - Evolução da profundidade dos campos comparados ao ano de início da produção.....	5
Figura 1-4 - Conceito de duto flexível com armaduras de tração em material compósito (adaptado de DO & LAMBERT, 2012)	7
Figura 1-5 - Conceito de duto flexível com barreira e armadura de pressão aderente em compósito (adaptado de JHA <i>et al.</i> , 2014)	8
Figura 2-1 - Classificação dos materiais compósitos. (a) Classificação da fase dispersa (adaptado de CALLISTER, 2008). (b) Classificação das técnicas de processamento (CAMPBELL, 2010).	13
Figura 2-2 - Comportamento de tensão e deformação da fibra e matriz (CALLISTER, 2008).	16
Figura 2-3 - Esquemático de carregamento aplicado ao compósito. (a) Carregamento longitudinal. (b) Carregamento transversal.	18
Figura 2-4 – Transformação de tensões no plano de isotropia do material transversalmente isotrópico.	20
Figura 2-5 - Distribuição de mercado às técnicas de processamento utilizadas para compósito com fibra de carbono (HOLMES, 2014)	21
Figura 2-6 - Esquemático do processo de pultrusão (adaptado de CALLISTER, 2008)	21
Figura 2-7 - Esquemático do processo de enrolamento filamentar (adaptado de CALLISTER, 2008)	22
Figura 3-1 - Disposição das camadas do duto flexível com armaduras em compósito	28
Figura 3-2 – Representação do sistema de referências para o tendão em material transversalmente isotrópico.	30

Figura 3-3 - Sistema de coordenadas locais (referenciadas à linha de centro do tendão) e sistema de coordenadas do duto flexível (referenciadas à linha central do duto) (adaptado de MEDINA (2008))	31
Figura 3-4 - Comprimento de arco e deformação do passo de hélice cilíndrica	32
Figura 3-5 - Momento e força aplicados ao tendão helicoidal cilíndrico compósito (adaptado de MEDINA, 2008).....	34
Figura 3-6 - Cilindro de parede espessa submetido a carregamentos axissimétricos.	37
Figura 3-7 - Alongamento do duto flexível com a força axial para diferentes condições de pressão interna e externa.	41
Figura 4-1 - Laço de histerese de duto flexível com ID 2,5" a diferentes pressões internas, adaptado de WITZ (1996).	43
Figura 4-2 - Sistema de referência para análise geométrica do tendão sobre um toro cilíndrico, adaptado de FERET & MONPLOT (1991).	46
Figura 4-3 - Configurações do tendão helicoidal sobre superfície cilíndrica fletida, adaptado de SAEVIK (2011).....	47
Figura 4-4 - Curvatura normal normalizada para posição angular 0° e curvatura binormal normalizada para posição angular de 90°	48
Figura 4-5 – Flexão atuante nos tendões da armadura do duto flexível submetido à flexão e sistema coordenado de referência, adaptado de SAEVIK (2011).	49
Figura 4-6 – Flexão de uma viga em compósito com reforços unidirecionais no regime elástico.	50
Figura 4-7 - Tensões geradas por flexão para configuração geodésica. (a) Tensões normais. (b) Tensões binormais.....	54
Figura 4-8 - Tensões geradas por flexão para configuração loxodrômica. (a) Tensões normais. (b) Tensões binormais.....	54
Figura 5-1 - Diminuição da tensão de ruptura do compósito com fibras unidirecionais (fibra de carbono e matriz epóxi) exposto a diferentes meios corrosivos à temperatura de 110°C, adaptado de DO <i>et al.</i> (2013)	57
Figura 5-2 – Diminuição da tensão de ruptura do compósito com fibras unidirecionais (fibra de carbono e matriz epóxi) exposto à água em diferentes temperaturas, adaptado de DO <i>et al.</i> (2013).....	57

Figura 5-3 – Absorção de água do compósito com fibras unidirecionais (fibra de carbono e matriz epóxi) exposto a diferentes temperaturas, adaptado de DO & LAMBERT(2012)	58
Figura 5-4 - Mecanismos de falha no compósito (RIBEIRO <i>et al.</i> , 2012).....	59
Figura 5-5 - Comportamento do compósito a carga compressiva (ZHAO <i>et al.</i> , 2015) 60	
Figura 5-6 - Falha interfibras no compósito PUCK & SHURMANN (2002), adaptado de ZHAO <i>et al.</i> (2015). (a) falha na matriz submetida a carregamento trativo; (b) falha na matriz submetida a carregamento compressivo; (c) falha na matriz submetida a carregamento cortante;.....	61
Figura 5-7 - Inicialização de danos no compósito de fibra de carbono-epóxi observados em microscópio por TARPANI <i>et al.</i> (2006)	64
Figura 5-8 - Sistema de referência para estado de tensão do compósito com reforços unidirecionais.....	64
Figura 5-9- Representação dos modos de falha A, B e C na matriz no plano $\sigma_2 \times \tau_{12}$. proposta por PUCK & SCHURMANN (2002).	68
Figura 5-10- Fluxograma de análise. (a) Análise de degradação progressiva; (b) Análise não iterativa.....	71
Figura 5-11 - Envoltórias dos critérios de falha e carregamentos nas armaduras – CASOS 1.x.x.x, carregamentos axial trativo.	82
Figura 5-12 - Envoltórias dos critérios de falha e carregamentos nas armaduras – CASOS 2.x.x.x, carregamentos axial trativo.	82
Figura 5-13- Envoltórias dos critérios de falha e carregamentos nas armaduras – CASOS 3.x.x.x, carregamentos axial trativo.	82
Figura 5-14 - Envoltórias dos critérios de falha e carregamentos nas armaduras – CASOS 1.x.x.x, carregamentos axial compressivo.	83
Figura 5-15- Envoltórias dos critérios de falha e carregamentos nas armaduras – CASOS 2.x.x.x, carregamentos axial compressivo.	83
Figura 5-16 - Envoltórias dos critérios de falha e carregamentos nas armaduras – CASOS 3.x.x.x, carregamentos axial compressivo.	83
Figura 5-17 - Comportamento dos fatores de utilização em função do aumento de carregamento. (a) Casos I e II - ausência de pressão externa. (b) Casos III e I pressão externa.	

Figura 6-1 - Envoltórias dos critérios de falhas e carregamentos no compósito, nas armaduras interna e externa - Caso A (compósito com propriedades iniciais).	97
Figura 6-2 - Envoltórias dos critérios de falhas e carregamentos no compósito, nas armaduras interna e externa - Caso B (compósito com propriedades envelhecidas a 40°C).	97
Figura 6-3 - Envoltórias dos critérios de falhas e carregamentos no compósito, nas armaduras interna e externa - Caso C (compósito com propriedades envelhecidas a 60°C).	97
Figura 6-4 - Envoltórias dos critérios de falhas e carregamentos no compósito, nas armaduras interna e externa - Caso D (estudo de sensibilidade do compósito)	98

Lista de tabelas

Tabela 1-1 - Famílias de dutos flexíveis e funções das camadas (API RP 17B, 2014)...	3
Tabela 1-2 – Materiais mais utilizados nas camadas de duto flexível	4
Tabela 1-3 - Comparativo de propriedades de dutos com armaduras em aço carbono e compósito em fibra de carbono e matriz epóxi (DO & LAMBERT, 2012).....	8
Tabela 2-1 - Propriedades de materiais utilizados na fase dispersa e aço (adaptado de CHUNG, 2010)	14
Tabela 2-2 - Propriedades de materiais poliméricos utilizados na fase matriz	15
Tabela 2-3 - Limites de resistência à tração longitudinal e transversal típicos de compósitos com reforços unidirecionais contínuos com fração de fibras de 60% (CALLISTER, 2008).....	16
Tabela 2-4 - Constantes elásticas do compósito transversalmente isotrópico (adaptado de CHAMIS (1983))	19
Tabela 3-1 - Propriedades das camadas do duto flexível para estudo com armadura em material compósito.....	39
Tabela 3-2 – Níveis de pressão interna e externa (MPa).....	39
Tabela 3-3 - Níveis de Momento de Torção (kN.m)	39
Tabela 3-4 - Níveis de Força axial (kN)	40
Tabela 3-5 – Casos de carregamento axissimétrico para carga axial	40
Tabela 3-6- Propriedades obtidas na análise axissimétrica	41
Tabela 3-7- Tensões longitudinais calculadas para os tendões em compósito da armadura externa pelo modelo analítico desenvolvido e tensões nos tendões estimados pela equação (3.46).....	42
Tabela 4-1- Resumo das equações de tensões máximas nas armaduras de tração geradas por flexão	52
Tabela 4-2 - Níveis de curvatura (m^{-1}).....	53
Tabela 5-1 – Métodos de análise de compósito, adaptado de DNV-OS-C501 (2013) .	59
Tabela 5-2 - Propriedades degradadas no compósito em virtude de falha da matriz, adaptado de DNV-OS-C501 (2013)	62
Tabela 5-3 - Comparativo das características dos critérios de falha	72

Tabela 5-4 - Fator de segurança combinado (γ_{FM}) - para carregamentos gerais (adaptado de DNV-OS-C501 (2013)).....	73
Tabela 5-5 - Fator de segurança combinado (γ_{FM}) - para conhecido efeitos de máximo carregamento (adaptado de DNV-OS-C501 (2013)).....	73
Tabela 5-6 – Níveis de pressão interna e externa (MPa)	74
Tabela 5-7 - Níveis de carregamento axial (kN)	74
Tabela 5-8 - Níveis de Momento de Torção (kN.m)	74
Tabela 5-9 - Parâmetros do compósito em fibra de carbono - epóxi com reforços unidirecionais, adaptado de DNV-OS-C501 (2013).....	75
Tabela 5-10- Caso de carregamento axissimétrico para carga axial trativa ou compressiva	77
Tabela 5-11 – Fator de utilização calculado para os diferentes critérios de falha para armaduras de tração (carga axial trativa).....	78
Tabela 5-12 - Fator de utilização calculado para os diferentes critérios de falha para armaduras de tração (carga axial compressiva).....	80
Tabela 5-12 – Casos analisados na análise iterativa	84
Tabela 5-13 - Resultados de análise iterativa – detecção de falha	87
Tabela 6-1 - Características geométrica e mecânica das camadas do duto flexível em compósito	89
Tabela 6-2 - Configuração de riser estudada	89
Tabela 6-3 – Propriedades das estruturas de dutos utilizados no estudo	89
Tabela 6-4 - Carregamentos globais.....	89
Tabela 6-5 - Parâmetros do compósito envelhecido	90
Tabela 6-6 - Carregamentos no topo para diferentes composições de riser	91
Tabela 6-7 – Parâmetros de sensibilidade do compósito no estado envelhecido	92
Tabela 6-8 - Fatores de utilização calculados para diferentes critérios de falha – CASO A.....	93
Tabela 6-9 - Fatores de utilização calculados para diferentes critérios de falha – CASO B.....	94

Tabela 6-10 - Fatores de utilização calculados para diferentes critérios de falha – CASO C.....	95
Tabela 6-11 - Fatores de utilização calculados para diferentes critérios de falha – CASO D.....	96

Nomenclatura e Lista de símbolos

Alfabeto latino

A : Área do tendão

B : Subíndice - direção binormal

d : Fator de ajuste

E : Módulo de elasticidade das camadas isotrópicas

E_1 : Módulo de elasticidade do compósito na direção das fibras – longitudinal

E_2 : Módulo de elasticidade do compósito perpendicular à direção das fibras – transversal

E_3 : Módulo de elasticidade do compósito perpendicular à direção das fibras – transversal

E_{long}^C : Módulo de elasticidade do compósito na direção das fibras – longitudinal

E_{trans}^C : Módulo de elasticidade do compósito perpendicular à direção das fibras – transversal

E_{11}^f : Módulo de elasticidade da fibra na direção longitudinal

E_{22}^f : Módulo de elasticidade da fibra na direção transversal

E_m : Módulo de elasticidade da matriz

$e_{1,2}^T$: Deformação de falha carregamento trativo nas direções: 1 – longitudinal; 2 – transversal

$e_{1,2}^C$: Deformação de falha carregamento compressivo nas direções: 1 – longitudinal; 2 – transversal

f : Função de falha de métodos quadráticos

\hat{f} : Densidade de força por metro distribuída no elemento helicoidal

\hat{F} : Força aplicada ao elemento helicoidal

F_c : Carregamento aplicado ao compósito

f_d : Fator de decaimento das propriedades

F_f : Carregamento aplicado à fibra

F_l : Coeficiente da função de falha de métodos quadráticos

F_{ij} : Coeficiente da função de falha de métodos quadráticos

F_m : Carregamento aplicado à matriz

G_{12} : Módulo cortante do compósito de 1-2

G_{13} : Módulo cortante do compósito de 1-3

G_{23} : Módulo cortante do compósito de 2-3

G_{12}^f : Módulo cortante da fibra de 1-2

G_{13}^f : Módulo cortante da fibra de 1-3

G_m : Módulo cortante da matriz

h : Espessura do tendão

L : Altura do passo de hélice

\hat{m} : Momento por metro distribuído no elemento helicoidal

\hat{M} : Momento aplicado ao elemento helicoidal

N : Subíndice - direção normal

P_{ext} : Pressão externa

P_{int} : Pressão interna

\bar{r} : Raio médio da camada

S : Comprimento do passo de hélice

T : Subíndice - direção tangencial

T : Temperatura de exposição

t_e : Tempo de exposição em horas

t : Espessura de camadas poliméricas

V_f : Fração de volume da fibra

V_m : Fração de volume da matriz

w : Largura do tendão

$X_{1,2}^T$: Tensão de falha para carregamento trativo nas direções: 1 – longitudinal; 2 – transversal

$\chi_{1,2}^C$: Tensão de falha para carregamento compressivo nas direções: 1 – longitudinal; 2 – transversal

Alfabeto Grego

α : Ângulo de assentamento do hélice

Δr_i : Variação do raio médio da camada i

Δt_i : Variação da espessura da camada i

ΔL : Variação de comprimento do duto

ε : Deformação no Tendão

$\varepsilon_{1,2}$: Deformação nas direções: 1 – longitudinal; 2 – transversal

γ_{12} : Deformação cortante

ν : Coeficiente de Poisson das camadas isotrópicas

ν_{12} : Coeficiente de Poisson do compósito de 1-2

ν_{13} : Coeficiente de Poisson do compósito de 1-3

ν_{21} : Coeficiente de Poisson do compósito de 2-1

ν_{31} : Coeficiente de Poisson do compósito de 3-1

ν_{23} : Coeficiente de Poisson do compósito de 2-3

ν_{32} : Coeficiente de Poisson do compósito de 3-2

ν_{12}^f : Coeficiente de Poisson da fibra de 1-2

ν_m : Coeficiente de Poisson da matriz

θ : Posição angular da hélice na seção transversal do cilindro

θ_{fp} : Ângulo do plano de falha de Puck

σ : Tensão no tendão

σ_r : Tensão na direção radial

σ_θ : Tensão na direção circunferencial

$\sigma_{1,2}$: Tensões nas direções: 1 – longitudinal; 2 - transversal

τ_{12} : Tensão cortante

Abreviações

AISI – *American Iron and Steel Institute*

API – *American Petroleum Institute*

ASTM – *American Section of the International Association for Testing Materials*

DNV – *Det Norsk Veritas*

HDPE: Polietileno de alta densidade

ISO – *International Organization for Standardization*

PA-11: Poliamida 11

PA-12: Poliamida 12

PAN: Poliacrilonitrila

PE: Polietileno

PP: Polipropileno

PVDF: Fluoreto de polivinilideno

TDP – *Touch Down Point*

UTS – *Ultimate Tensile Strength*

XLPE: Polietileno reticulado

Capítulo 1

Introdução

A ideia de desenvolver um tubo com características flexíveis, que pudesse ser armazenado em carretéis, fabricado em trechos de longo comprimento sem emendas e usado no escoamento de hidrocarbonetos, surgiu em 1942 durante a segunda guerra mundial. Diante da necessidade de construir oleodutos entre Inglaterra e França através do canal da Mancha e iniciar o escoamento de hidrocarboneto rapidamente entre estes dois países, engenheiros ingleses projetaram e testaram com sucesso, no rio Tâmesa, o conceito de um tubo de 7,6 cm de diâmetro interno formado por camadas sobrepostas não aderentes. Este duto permitia o armazenamento em carretel, suportava as cargas de lançamento, a pressão hidrostática externa exercida pela lâmina de água do canal da Mancha e a pressão interna de bombeio do hidrocarboneto. O conceito desenvolvido é ilustrado na Figura 1-1 e se baseou na sobreposição de camadas poliméricas e metálicas, tendo cada camada uma função.

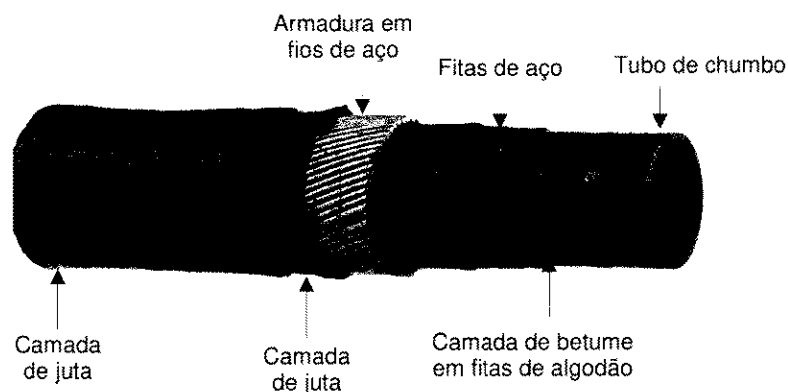


Figura 1-1 - Conceito de duto flexível desenvolvido para escoamento de hidrocarbonetos em 1942 (adaptado de AIRBOYD, 2011)

A operação de instalação do duto flexível no canal da Mancha foi denominada operação PLUTO (*Pipe-Line Under the Ocean*), a qual consistiu no uso de um carretel flutuante que, através do giro sincronizado com seu deslocamento horizontal, realizava o lançamento do duto flexível enrolado no corpo do carretel, como registrado na Figura 1-2.



Figura 1-2 - Imagens da operação PLUTO, instalação do duto no canal da Mancha (AIRBOYD, 2011)

Um pouco mais tarde, na década de 1970, o Instituto Francês de Petróleo (IFP) patenteou um conceito aprimorado do duto flexível e método fabril, no qual foram introduzidas camadas, tais como a carcaça intertravada para aumentar resistência à pressão externa e as armaduras de tração formadas por dupla camada de arames, mantendo a flexibilidade do duto. Este conceito foi desenvolvido em escala industrial e utilizado em diversas partes do mundo, introduzindo o duto flexível no mercado mundial de produção de hidrocarbonetos *offshore*.

1.1 Concepção do duto flexível

A API RP 17B (2014) define duto flexível como o conjunto corpo tubular e terminações cujo corpo tubular é composto de camadas de materiais formando uma estrutura que suporta grandes deflexões e pressão interna e externa. Estas características são aplicáveis a dutos com camadas aderentes construídas pela vulcanização dos componentes metálicos numa matriz elastomérica, assim como a dutos de camadas não aderentes construídos por camadas sobrepostas com potencial de deslizarem entre si.

Na produção *offshore* brasileira, o duto flexível de camadas não aderentes é largamente utilizado, influenciado pela disponibilidade do recurso, cuja capacidade fabril instalada no Brasil representa cerca de 50% da capacidade mundial (QVAM, 2016), pela disponibilidade de recursos de instalação e por vantagens, tais como: permitir lançamento, recolhimento, pré-instalação; fabricação de longos comprimentos e seu armazenamento em bobinas, ou cestas; permitir a reutilização em diferentes ocasiões; e a larga experiência operacional desta solução. Sendo assim, este estudo se dedica aos dutos flexíveis de camadas não aderentes.

Os dutos de camadas não aderentes são classificados pela API RP 17B (2014) em três famílias, conforme descrito na Tabela 1-1. A família II (*Rough bore pipe*) é um

conceito de duto flexível, cuja armadura de tração tem ângulo de assentamento elevado em torno de 55°, e suporta carregamentos axiais e promove resistência à pressão interna. A família III (*Rough Bore Reinforced Pipe*) introduziu a armadura de pressão como camada de reforço responsável por promover resistência à pressão interna e as armaduras de tração são dedicadas a resistir a carregamentos axiais. O ângulo de assentamento dessas camadas é reduzido, estando em torno de 20 – 40°. A família I (*Smooth Bore Pipe*) corresponde a dutos sem carcaça intertravada, tendo a armadura de pressão a função de promover resistência às pressões interna e externa. Este conceito é aplicado ao escoamento de fluidos sem gás associado para evitar o colapso da camada interna.

Tabela 1-1 - Famílias de dutos flexíveis e funções das camadas (API RP 17B, 2014)

				
Função Primária		Família I – <i>Smooth Bore Pipe</i>	Família II – <i>Rough Bore Pipe</i>	Família III – <i>Rough Bore Reinforced Pipe</i>
1	Prevenir colapso	Armadura de pressão	Carcaça	Carcaça
2	Retenir o fluido interno	<i>Liner</i> interno	Barreira de pressão	Barreira de pressão
3	Resistir à pressão interna	Armadura de pressão	Armadura de tração	Armadura de pressão
4	Aumentar a resistência ao colapso	Barreira anti-colapso	-	-
5	Resistir a esforços axiais	Armadura de tração	Armadura de tração	Armadura de tração
6	Proteção dos arames de aço contra ambiente externo	Capa externa	Capa externa	Capa externa
7	Isolamento térmico	Camada de Isolamento	Camada de Isolamento	Camada de Isolamento
8	Prevenir flambagem radial "birdcaging"	Fitas de alta resistência	Fitas de alta resistência	Fitas de alta resistência
9	Minimizar o desgaste por atrito	Fitas anti-desgaste	Fitas anti-desgaste	Fitas anti-desgaste

Uma discussão detalhada sobre as características das camadas, materiais que as compõem e modos de falha, é apresentada por SOUSA (2005). Na API RP 17B

2014), são estabelecidos critérios recomendáveis a serem seguidos para o projeto do duto flexível convencional com armaduras em aço carbono, tendo em vista os modos de falha conhecidos. Neste contexto, o resumo dos materiais mais utilizados em cada camada é apresentado na Tabela 1-2.

Tabela 1-2 – Materiais mais utilizados nas camadas de duto flexível

Camada	Materiais utilizados
Carcaça	AISI 304; AISI 316L; Duplex 2304; Duplex 2101; Duplex 2205; Duplex 2507; Superaustenítico
Barreira de Pressão	PA-11; PA-12; XLPE; HDPE; PVDF
Armadura de pressão	Aço carbono (UTS 780 - 1000 MPa)
Armadura de tração	Aço carbono (UTS 800 - 1500 MPa)
Fitas anti-desgaste	PVDF; PA-11; PA-12; PP; PE
Fitas de alta resistência	Fitas de aramida
Barreira anti-colapso	PA-11; PA-12; XLPE; HDPE; PVDF
Capa externa	PA-11; PA-12; HDPE

De modo geral, a concepção do duto flexível pode sofrer variações, com inclusão ou exclusão de camadas de acordo com seu projeto, contudo, cada camada incorporada apresenta uma função específica. O duto flexível reforçado (família III) é o mais utilizado por suportar maiores pressões, sendo assim, esta família de duto flexível é considerada para estudos neste trabalho.

1.2 Duto flexível no contexto da produção *offshore* atual

Como observado na Figura 1-3, a exploração de petróleo *offshore* tem se intensificado e atingido patamares de profundidade de lâmina d'água cada vez maiores. Além disso, maiores pressões, temperatura e severa corrosividade impõem o desafio de desenvolver soluções técnicas e economicamente viáveis.

Do ponto de vista de escoamento de hidrocarbonetos, nos sistemas de coleta (dutos que interligam poços à unidade de produção) e sistemas de exportação de gás e óleo tratado, o duto flexível de camadas não aderentes concorre diretamente com dutos rígidos. Para ganhar mercado, além do desafio tecnológico, são necessárias soluções que minimizem custos de fornecimento, instalação, manutenção, desmobilização e garanta a confiabilidade do sistema.

No cenário de lâminas d'água crescentes, ilustrado na Figura 1-3, a solução convencional de dutos flexíveis com armaduras em aço carbono tem apresentado um aumento gradativo de carregamentos axiais, demandando recursos de instalação mais caros e manuseio de cargas cada vez maiores, em virtude da necessidade de dimensionar camadas estruturais em aço carbono com dimensões cada vez maiores. No aspecto de corrosividade do fluido escoado, a exploração de campos com acentuados teores de contaminantes (dióxido de carbono e ácido sulfídrico) torna o ambiente do anular severo, comprometendo a vida em fadiga devido à necessidade em considerar curvas de fadiga (S-N) coerentes com o ambiente corrosivo. Este aspecto é discutido por SANTOS *et al.* (2011), sendo destacado que análises de permeação de dióxido de carbono para o anular nas condições de fluido do pré-sal brasileiro indicaram concentrações da ordem de 625% maiores quando comparado a outras aplicações no pós-sal brasileiro. Sendo assim, a elevada lâmina d'água da ordem de 2000 m a 2500m, juntamente com a corrosividade do fluido, podem inviabilizar o uso de catenária livre como discutido por DO *et al.*, (2013) e DA SILVA & DAMIENS (2016).

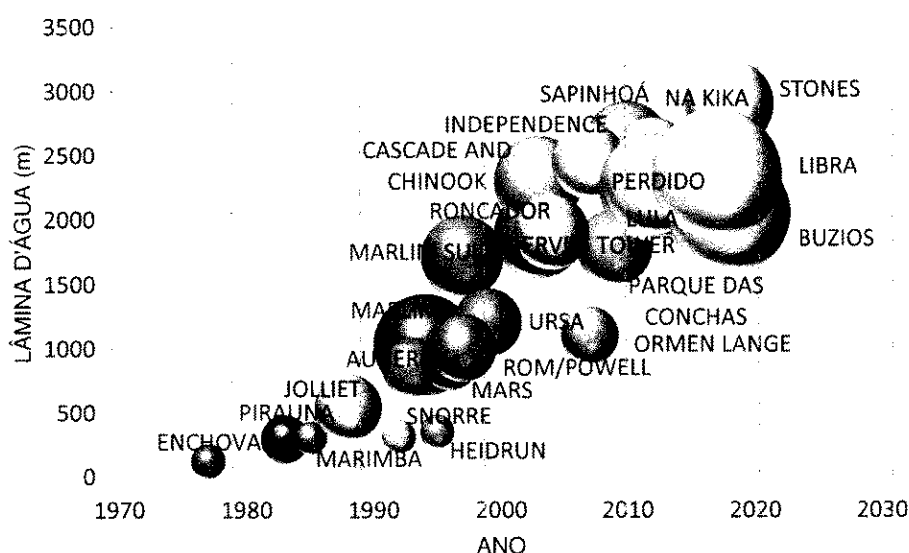


Figura 1-3 - Evolução da profundidade dos campos comparados ao ano de início da produção

Outro aspecto importante é a gestão de integridade do duto flexível. Conforme levantamento realizado no Mar do Norte no período de 1995 a 2007 (MUREN, 2007), o vazamento do anular, originado por diferentes falhas tais como: falha em válvula de bloqueio do anular, dano na capa externa, falhas em vedações em conectores; tem a maior frequência de ocorrência. Este tipo de evento no duto flexível convencional com

armaduras em aço carbono leva à exposição do aço carbono a um ambiente com potencial de corrosão, ora pelo oxigênio em caso de exposição do aço carbono à água do mar sem proteção catódica, ora pelo ambiente corrosivo gerado pela junção dióxido de carbono e água (TERESA, 2013).

1.3 Duto flexível com armaduras em compósito

Na década de 1990, a exploração *offshore* alcançava lâminas d'água de 1000 m e o notório aumento de carregamentos gerados pelo duto flexível convencional com armaduras em aço carbono alertava para possíveis limitações estruturais que demandariam o estudo de novos conceitos, tal como o duto flexível com armaduras em compósito.

MAKINO *et al.* (1995) apresentaram um dos primeiros estudos de duto flexível com armaduras de tração em compósito de fibra de vidro epóxi. Os autores apontam que o conceito do flexível com armaduras em compósito permitiria o projeto de *risers* de peso reduzido para aplicação em lâminas d'água profundas. Nesta mesma linha, KALMAN *et al.* (1999) apresentaram o estudo de um *riser* flexível com diâmetro 9,125" para lâmina d'água de 1500 m com armaduras de tração em compósito de fibra de carbono e matriz termoplástica de sulfeto de polifenileno. A mudança de material gerou a redução de 30% do peso linear do duto e cerca de 25% de carregamento no topo para a configuração estudada formada pelo *riser* de topo com duto flexível em compósito e *riser* de fundo com duto flexível convencional.

BRYANT *et al.* (2007) propuseram um conceito de duto flexível reforçado no qual consideram a substituição das camadas metálicas por compósito de fibra de vidro (E-Glass e S-Glass) e matriz termofixa.

DO *et al.* (2013) apresentaram um estudo de *riser* de 9" de diâmetro interno com armaduras de tração em fibra de carbono e matriz epóxi, ressaltando que o compósito não sofre corrosão pelo CO₂ e H₂S e promove a redução de peso linear da estrutura, viabilizando a configuração de catenária livre.

DA SILVA & DAMIENS (2016) indicaram estudos de soluções viáveis de *risers* para lâminas d'água de 3000 a 3500 m, onde o uso de duto flexível com armaduras de tração em compósito permitiria simplificar a configuração e obter o menor custo de investimento.

JHA *et al.* (2014) e ANDERSON *et al.* (2016) introduziram um conceito de duto flexível substituindo a barreira e a armadura de pressão por uma camada aderente

formada por um tubo (*liner*) polimérico e compósito unidirecional enrolado sobre o *liner*, fornecendo resistência aos esforços radiais gerados pela pressão interna.

A primeira normatização do uso de compósitos para dutos submarinos de escoamento de hidrocarbonetos foi a DNV-OS-C501 (2013). A emissão desta regra permitiu estabelecer critérios para projeto, análise e fabricação de dutos em compósito. Apesar desta norma, uma grande discussão sobre critérios de qualificação tem sido desenvolvida envolvendo fabricantes, certificadoras e operadoras de produção de óleo *offshore*. Neste contexto citam-se: LAMBERT *et al.* (2012), DO & LAMBERT (2012), KALMAN *et al.* (2012), DO *et al.* (2013), KALMAN *et al.* (2013), BARBOSA *et al.* (2013), KALMAN *et al.* (2014), SALIMI *et al.* (2014), DODDS *et al.* (2015).

Nesta forma construtiva, ilustrada na Figura 1-4, a geometria da armadura de tração é mantida, ou seja, são construídos tendões em compósito com perfil retangular ou circular e são posicionados na forma de hélice cilíndrica em pares semelhante à armadura de tração em aço carbono.

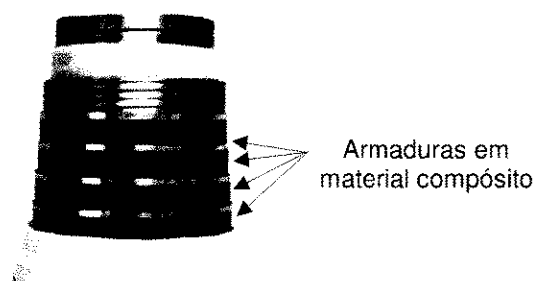


Figura 1-4 - Conceito de duto flexível com armaduras de tração em material compósito (adaptado de DO & LAMBERT, 2012)

JHA *et al.* (2014), DODDS *et al.* (2015) e ANDERSON *et al.* (2016) propõem critérios e processo de qualificação do duto flexível com camada aderente formada por um *liner* polimérico e compósito de fibra de carbono com matriz termoplástica em PVDF com função de estanqueidade e de suportar pressão interna, substituindo a barreira e a armadura de pressão, como ilustrado na Figura 1-5.

Outros conceitos de dutos em compósito para escoamento de hidrocarbonetos são *Fiber-reinforced composite flexible pipe* – RTP e o *Thermoplastic composite pipes* – TCP, os quais são formados por camadas poliméricas e reforçados por fibras, sendo o RTP com camadas não aderentes e o TCP com camadas aderentes. Discussões de projeto e qualificação são abordadas por CAO *et al.* (2014), WILKINS (2016) e SMITS *et al.* (2018).

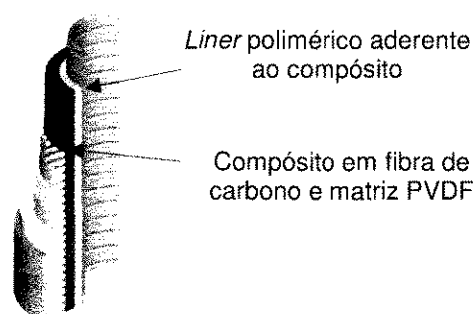


Figura 1-5 - Conceito de duto flexível com barreira e armadura de pressão aderente em compósito (adaptado de JHA *et al.*, 2014)

As principais vantagens da substituição das armaduras de tração em aço carbono para compósito é a redução significativa de peso linear da estrutura e a resistência do compósito ao ambiente corrosivo gerado pelo dióxido de carbono e ácido sulfídrico. As consequências destas vantagens é a redução de carregamentos globais e atendimento à vida em fadiga no riser em configuração mais simples, tal como catenária livre, reduzindo custos de investimento e cargas de instalação. Outras vantagens secundárias deste conceito também são observadas, tais como: aproveitamento da estrutura fabril existente, sendo necessários apenas pequenos ajustes; possibilidade de uma configuração híbrida de riser formada por duto flexível em compósito e duto convencional; aumento do portfólio de matérias primas e subfornecedores para projeto do duto flexível, etc. Na Tabela 1-3 é apresentado comparativo de propriedades de estruturas com armaduras em aço carbono e equivalente em compósito.

Tabela 1-3 - Comparativo de propriedades de dutos com armaduras em aço carbono e compósito em fibra de carbono e matriz epóxi (DO & LAMBERT, 2012)

Propriedade		Estrutura com armadura de tração em aço carbono	Estrutura com armadura de tração em compósito
Diâmetro interno	[mm]	279,4	279,4
Peso linear cheio de água do mar submerso	[kg/m]	249	108
UTS do material da armadura de tração	[MPa]	1400	3000
Deformação máxima	[%]	5	1,8
Módulo de elasticidades	[GPa]	210	160 (em tração)
Densidade relativa do material da armadura de tração	[-]	7,8	1,6

Apesar das inúmeras vantagens, o uso de compósito traz diversos desafios nos aspectos de qualificação de material, fornecedores, métodos fabris, desenvolvimento e aplicação de metodologias de projeto, estudo dos diversos mecanismos possíveis de falha, etc. Dentre estes desafios, neste trabalho propõe-se um fluxo de análise para verificação de diversos critérios de falha a partir de um modelo analítico para cálculo de carregamentos locais para cargas axissimétricas e de flexão, ou seja, de posse das tensões no compósito, diversos critérios de falha são avaliados para identificar falhas no compósito.

Para diversas empresas que trabalham no desenvolvimento de produtos para a indústria de petróleo, o compósito é visado como a solução futura e a experiência acumulada no uso em diversas outras áreas é apontada como vantagem em virtude da maturação da tecnologia. Os compósitos já estão sendo usados em diversas estruturas secundárias na área *offshore*, tais como: garrafas de acumulação em tensionadores de *risers*, linhas de *choke* e *kill* em sondas de perfuração usadas pela Shell no Golfo do México, *drilling riser joint* usado pela Statoil em Heidrun TLP, etc.

Segundo estas empresas, não é uma questão de se, mas quando as operadoras de óleo e gás *offshore* passarão a utilizar dutos em compósito, principalmente com a produção *offshore* cada vez mais distante da costa e em lâminas d'água mais profundas (COMPOSITEWORLD, 2016).

1.4 Desafios no desenvolvimento de um fluxo de análise para verificação de falha no compósito

A concepção do duto flexível envolve diversas camadas, com diferentes materiais e formatos que interagem quando submetidos a carregamentos. Neste contexto, uma linha de estudos é dedicada à avaliação de compatibilidade de materiais com fluidos escoados, propriedades mecânicas dos materiais e fenômenos de corrosão que podem ser desenvolvidos. Outra linha de desenvolvimento é dedicada à análise estrutural do duto flexível. Apesar de quase cinco décadas de uso, não se pode afirmar que todos os mecanismos de falha foram mapeados.

Os modelos de análise são desenvolvidos considerando diversas condições de contorno, e requerem a execução de diversos testes para ajuste do método de cálculo e verificação de sua envoltória validada. Assim, os modelos desenvolvidos, por mais aprimorados que sejam, estão sempre limitados a uma envoltória validada por testes.

Os testes são custosos e os modelos de análise validados são tratados como segredo industrial pelos fabricantes e operadoras que desenvolveram seus modelos.

A simples mudança do material das armaduras de tração de aço carbono para compósito com reforços unidirecionais, ainda que mantida as mesmas características geométricas, gerará mudança no comportamento mecânico do material, ou seja, o aço isotrópico é substituído por um material com características anisotrópicas. Com isso, um modelo analítico desenvolvido para materiais isotrópicos elásticos e lineares (tal como aço carbono) não pode ser aplicado diretamente ao compósito.

Do ponto de vista de critérios de falha do compósito, são apresentados na literatura diversos critérios sem uma clara identificação de quão conservador é cada um. Sendo assim, além dos complexos e diversos mecanismos de falha que podem ser desenvolvidos no compósito, é recomendável investigar diversos critérios e restringir sua aplicação a uma região que seja coberta pela maioria dos critérios (DANIEL & ISHAI, 1994).

A disponibilidade de dados de compósitos desenvolvidos para aplicação em tubos flexíveis é limitada e restrita a algumas propriedades mecânicas. A DNV-OS-C501 (2013) apresenta os dados de compósitos unidirecionais com fração de volume de fibra entre 53 - 60%. Por ser constituído de uma mistura de dois materiais, um compósito de fibra de carbono e matriz termofixa pode ter propriedades mecânicas diferentes em virtude do tipo da matriz, do tipo da fibra de carbono, ou da diferença de fração de volume de fibra, ou seja, a especificação detalhada do compósito é tratada como segredo industrial.

Dentro deste contexto, os objetivos desta dissertação são:

- Verificar as possíveis modificações que podem ocorrer nos modelos analíticos para análises axissimétrica e de flexão em virtude da mudança de material das armaduras de tração de aço carbono para compósito com fibras contínuas unidirecionais, mantendo os aspectos geométricos dos tendões helicoidais.
- Estabelecer um fluxo para análise de diversos critérios de falha para compósitos presentes na literatura. Ao final, os resultados são comparados aos resultados obtidos com os critérios de falha referenciados pela DNV-OS-C501 (2013).

Quanto à distribuição dos capítulos, nesta dissertação os temas são abordados da seguinte forma:

- No capítulo II, é apresentado um nivelamento sobre material compósito, e sua utilização no contexto de dutos flexíveis.
- O capítulo III é dedicado a uma discussão sobre o modelo analítico para análise axissimétrica e condições de contorno utilizadas para modelar as armaduras em compósito.
- No capítulo IV, se discutem possíveis mudanças que ocorrem no comportamento do tendão em compósito quando submetido à flexão.
- No capítulo V, são descritos diversos critérios de falha presentes na literatura, bem como são propostos fluxogramas de análise de falha do compósito. Nestes fluxogramas, os modelos de análise axissimétrica e de flexão são úteis para determinar o cálculo das tensões no tendão em compósito.
- O capítulo VI é dedicado a um estudo de caso integrando o equacionamento e fluxos de análise propostos.
- Em fim o capítulo VII apresenta as conclusões desta pesquisa.

Capítulo 2

Generalidades dos materiais compósitos

2.1 Definição

O compósito é um material multifásico que apresenta a combinação das propriedades das fases que o constitui. Conforme princípio da ação combinada, melhores propriedades são obtidas pela combinação engenhosa de dois ou mais materiais distintos. Em geral, o compósito é composto por duas fases, a fase matriz e a fase dispersa (reforço) e as propriedades do compósito são funções das propriedades individuais das fases constituintes, das quantidades de cada fase e da geometria e orientação da fase dispersa (CALLISTER, 2008).

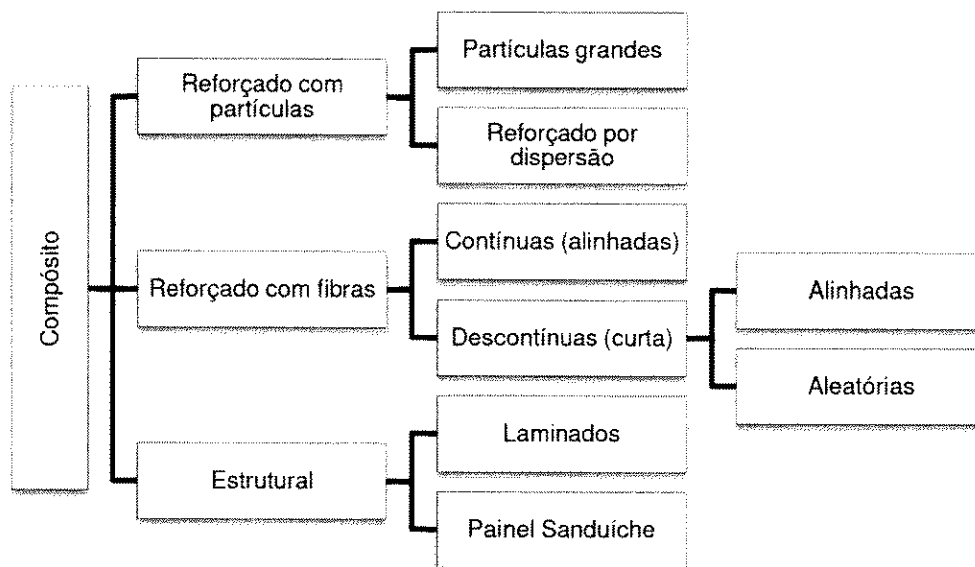
Do ponto de vista da fase dispersa, o compósito pode ser classificado em três tipos básicos e subdivididos de acordo com a geometria e orientação do reforço. Esta classificação é ilustrada na Figura 2-1(a). Para compósitos com a fase matriz polimérica, a classificação é realizada também a partir do tipo de polímero utilizado e técnicas de processamento aplicáveis, como indicado na Figura 2-1(b).

2.1.1 Fase dispersa (Reforço)

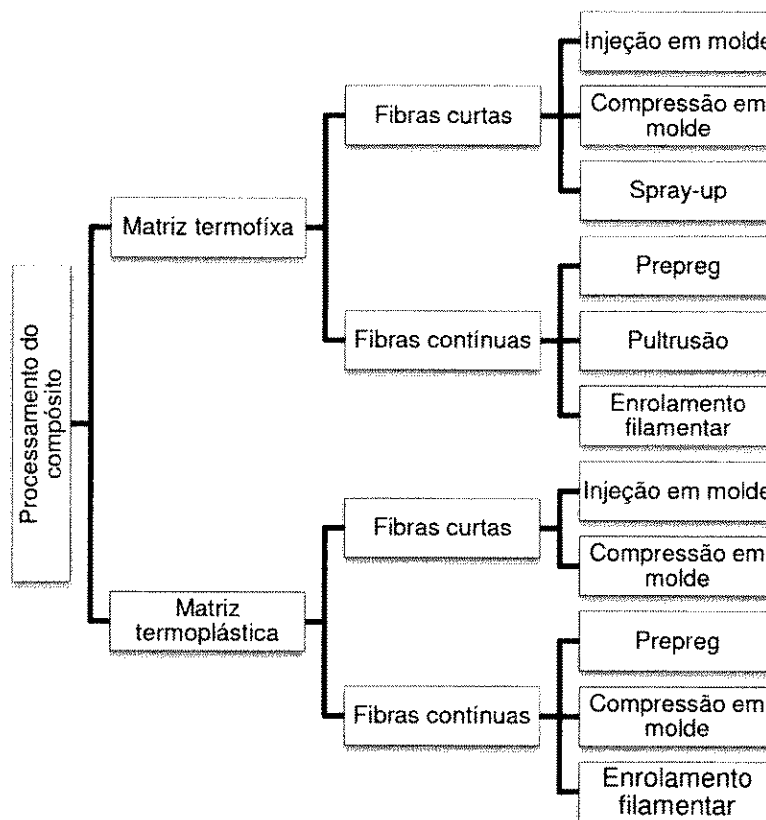
A fase dispersa fornece resistência e rigidez ao compósito, sendo em geral um material frágil comparado à matriz. Os reforços podem ser apresentados na forma de fibras ou partículas.

Os reforços particulados podem ser formados por partículas com diferentes geometrias e dimensões. Apesar do menor custo de processamento, a resistência do compósito com reforço particulado é inferior ao compósito com fibra contínua (CAMPBELL, 2010).

As fibras podem ser classificadas como *whiskers*, fibras ou arames, de acordo com sua natureza e geometria. Os *whiskers* são monocristais com alto grau de orientação cristalina, gerando resistência significativamente elevada, contudo apresenta elevado custo e difícil processamento. Os *whiskers* incluem o carbono grafite, o carbeto de silício, o nitreto de silício etc.



(a)



(b)

Figura 2-1 - Classificação dos materiais compósitos. (a) Classificação da fase dispersa (adaptado de CALLISTER, 2008). (b) Classificação das técnicas de processamento (CAMPBELL, 2010).

As fibras podem ser policristalinas ou amorfas com pequenos diâmetros, têm menor custo comparado aos *whiskers* e processamento facilitado. Os materiais fibrosos são geralmente formados por carbono, boro, óxido de alumínio e carbeto de

Os arames possuem diâmetro relativamente grande sendo formados geralmente por aço, tungstênio e molibdênio (CALLISTER, 2008).

Na Tabela 2-1, são comparadas as características mecânicas de materiais utilizados na fase dispersa e aço.

Tabela 2-1 - Propriedades de materiais utilizados na fase dispersa e aço (adaptado de CHUNG, 2010)

Material	Módulo de elasticidade (GPa)	Razão módulo de elasticidade - densidade (GPa.cm ³ /g)	Limite de resistência à tração (MPa)	Razão limite de resistência à tração - densidade (MPa.cm ³ /g)
Arame de Silício	350 - 380	109 - 118	5000 - 7000	1560 - 2200
Carbeto de Silício	480	150	20000	6250
Aramida (Kevlar 49)	131	91	3600 - 4100	2500 - 2850
Fibra de carbono (Alta resistência)	231	130	5700	3800
Fibra de carbono (alto módulo)	640	290	1900	1300
Fibra de vidro E	72,4	28	3450	1340
Fibra de vidro S	86,9	35	4710	1900
Aço	190 - 210	25	760 - 1860	97 - 240
Tungstênio	400 - 410	21	960	50
Liga de alumínio	69	25	455	170

2.1.2 Fase matriz

Esta fase tem a função primária de unir as fibras umas às outras e atuar como meio de transferência da tensão externa aplicada ao compósito às fibras, e suporta apenas uma pequena parcela da carga. A segunda função da matriz é proteger as fibras de abrasão e reações químicas com o ambiente, bem como, separar as fibras e impedir a propagação de trincas frágeis de uma fibra à outra, em virtude de sua ductilidade e plasticidade (CALLISTER, 2008).

Matrizes poliméricas são polímeros termoplásticos ou termofixos (também chamados de termorrígidos), amplamente utilizadas em compósitos reforçados por fibras sendo dúcteis e com módulo de elasticidade inferior ao do material da fase dispersa. As resinas poliméricas determinam a máxima temperatura do compósito, por apresentar degradação a temperaturas inferiores a da fibra. Na Tabela 2-2, são apresentadas as características térmicas e mecânicas dos materiais poliméricos comumente utilizados.

Tabela 2-2 - Propriedades de materiais poliméricos utilizados na fase matriz

Material	Módulo de elasticidade (GPa)	Temperatura de trabalho em curto período (°C)	Temperatura de trabalho em longo período (°C)	Absorção de água (H ₂ O)%
PC (Policloreto de vinila)	2,5 – 3,5	80	60	0,7 – 0,4
PP (Polipropileno)	1,3	130	100	0,1
PC (Polycarbonato)	2,4	140	100	0,2
PE (Polietileno)	2,5	180	80	0,01
PI (Polieterimida)	3,2	210	210	2,6
PEEK (Poli-eter-eter-carbona)	3	300	250	0,1
PA (Poliamida)	4	360	360	0,3
Resina Epóxi	3 – 4,5	100 - 200	100 - 155	0,2

A matriz termofixa é constituída por uma resina de baixa viscosidade cujo processo de cura ocorre durante processamento, não permitindo seu reprocessamento após cura. A matriz termoplástica é constituída de uma resina de alta viscosidade e seu processamento é feito por calor acima da temperatura de fusão. A reaplicação de temperaturas acima da temperatura de fusão permite seu reprocessamento (CAMPBELL, 2010).

2.2 Compósitos com fibras contínuas unidirecionais

Os compósitos reforçados com fibras contínuas alinhadas se caracterizam por apresentar elevada relação entre resistência à tração e peso, bem como, elevada relação entre módulo de elasticidade e peso (CALLISTER, 2008). A combinação da fibra com elevado módulo de elasticidade e comportamento frágil e a matriz polimérica permitem duas fases distintas de deformação do compósito. Ao ser aplicado carregamento na direção das fibras, numa fase 1, a matriz e a fibra se deformam elasticamente e na fase 2, a matriz se deforma plasticamente enquanto as fibras continuam a se deformar elasticamente até atingir a falha. Como ilustrado na Figura 2-1 o comportamento no compósito será intermediário, influenciado pela fibra e matriz.

Por outro lado, para carregamento transversal podem ocorrer falhas com baixo carregamento em virtude da baixa resistência da fibra nesta direção. A Tabela 2-3 apresenta limites de resistência à tração típicos de compósitos unidirecionais. Os compósitos com reforços contínuos unidirecionais apresentam um comportamento

então, de maneira que a resistência máxima é obtida ao longo da direção de alinhamento das fibras e a mínima na direção perpendicular às fibras (transversal). Para outras direções, a resistência do compósito será intermediária entre estes dois extremos (CALLISTER, 2008).

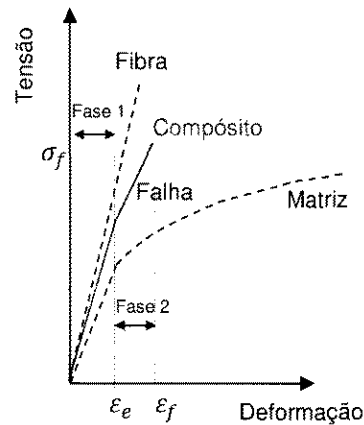


Figura 2-2 - Comportamento de tensão e deformação da fibra e matriz (CALLISTER, 2008).

Tabela 2-3 - Limites de resistência à tração longitudinal e transversal típicos de compósitos com reforços unidirecionais contínuos com fração de fibras de 60% (CALLISTER, 2008)

Propriedade	Fibra de vidro-poliéster	Fibra de Carbono (alta módulo)-epóxi	Kevlar-epóxi
Densidade relativa	2,1	1,6	1,4
Limite de resistência à tração longitudinal (MPa)	1020	1240	1380
Limite de resistência à tração transversal (MPa)	40	41	30
Deformação no limite de resistência à tração longitudinal (%)	2,3	0,9	1,8
Deformação no limite de resistência à tração transversal (%)	0,4	0,4	0,5

A aplicação de compósito nas armaduras de tração de dutos flexíveis demanda elevada resistência à tração, baixo peso específico e resistência à corrosão gerada pelo ambiente do anular do duto flexível. Além disso, a geometria das armaduras na forma de tendão com seção retangular define uma envoltória que faz o compósito com fibras contínuas e matriz termofixa processados por pultrusão mais adequados à tração. Portanto, as discussões a serem desenvolvidas em sequência serão

notadas a compósitos formados por reforços em fibras contínuas unidirecionais com matriz termofixa.

2.3 Compósitos reforçados com fibra de carbono e fibra de vidro

As fibras de carbono e vidro são materiais com elevado módulo e resistência específica, sendo bastante utilizadas em compósitos. Conforme a Tabela 2-3, o módulo específico e a resistência à tração transversal dos compósitos em fibra de vidro e carbono são próximos, contudo, para a direção longitudinal, a fibra de carbono tem maior resistência comparada à fibra de vidro.

As vantagens no uso da fibra de carbono comparada à fibra de vidro estão relacionadas à maior resistência longitudinal, manutenção de suas propriedades mesmo expostas a elevadas temperaturas, boa resistência a agentes químicos e umidade. A desvantagem consiste no custo de processamento da fibra de carbono, que demanda elevadas temperaturas. Por outro lado, a utilização cada vez mais recorrente da fibra de carbono permitiu melhorar a relação custo-benefício pelo desenvolvimento de maior estrutura fabril e de técnicas de processamento.

A fibra de vidro é construída a partir do vidro no estado fundido, formando fibras com diâmetros entre 3 e 20 μm . Sua abundância e fácil processamento proporcionam um compósito de boa relação custo-benefício. No geral, a fibra de vidro tem bom desempenho quando submetida a ambientes corrosivos, porém sua aplicação é limitada a baixas temperaturas quando comparadas à fibra de carbono.

2.4 Micromecânica de compósito reforçado com fibras contínuas unidirecionais

Considerando a aplicação de um carregamento no compósito na direção das fibras como ilustrado na Figura 2-3(a), estando a fibra e a matriz no regime elástico e havendo boa ligação matriz-fibra, as deformações na matriz e fibra são iguais. Nesta condição, a carga total aplicada no compósito F_c é igual à soma das cargas suportadas pela fibra F_f e pela matriz F_m :

$$F_c = F_m + F_f \quad (2.1)$$

Nesta condição, conforme demonstrado em CHAWLA (2013), o módulo de elasticidade longitudinal do compósito (direção 1, $E_{long}^C = E_{11}$) será descrito por:

$$E_{long}^C = E_{11} = E_{11}^f V_f + E_m V_m \quad (2.2)$$

Onde $V_{f,m}$ são as frações volumétricas da fibra e matriz no compósito, E_{11}^f e E_m são os módulos de elasticidade da fibra na direção longitudinal e da matriz, respectivamente.

Da mesma maneira, considerando a aplicação de um carregamento na direção perpendicular à direção das fibras (direção 2), Figura 2-3(b), estando a fibra e a matriz no regime elástico e havendo boa ligação matriz-fibra, as tensões aplicadas na fibra e matriz serão iguais e a variação de espessura do compósito será a soma das variações de espessura da fibra e matriz. Nesta condição, conforme demonstrado por CHAWLA (2013), o módulo de elasticidade transversal do compósito ($E_{trans}^c = E_{22}$) será:

$$\frac{1}{E_{trans}^c} = \frac{1}{E_{22}} = \frac{1}{E_{22}^f} \cdot V_f + \frac{1}{E_m} \cdot V_m \quad (2.3)$$

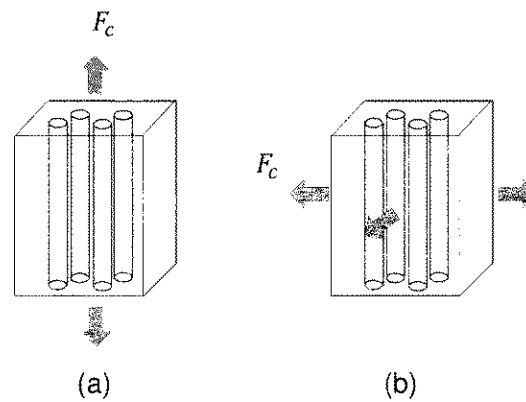


Figura 2-3 - Esquemático de carregamento aplicado ao compósito. (a) Carregamento longitudinal. (b) Carregamento transversal.

As equações (2.2) e (2.3) representam a regra da mistura para módulos de elasticidade. Um caso ideal, pois, não considera aspectos geométricos do compósito, arranjo das fibras na matriz, distribuição não uniforme das fibras na matriz, etc. Levando em conta os aspectos construtivos do compósito, na literatura são propostas expressões para o cálculo das constantes elásticas do compósito. CHAMIS (1983) propôs, para um compósito transversalmente isotrópico, expressões para as constantes elásticas do compósito em função das constantes elásticas da fibra anisotrópica e da matriz isotrópica, conforme ilustrado na Tabela 2-4. As expressões para as cinco constantes do compósito transversalmente isotrópico ($E_{11}, E_{22}, G_{12}, G_{13}, \nu_{12}$) são funções das cinco constantes da fibra ($E_{11}^f, E_{22}^f, G_{12}^f, G_{13}^f, \nu_{12}^f$) e duas constantes da matriz (E_m, ν_m).

HALPIN & TSAI (1969), HALPIN & KARDOS (1976) propuseram equações empíricas para estimar as constantes elásticas de compósitos na direção das fibras. Estas equações são conhecidas como equações de Halpin-Tsai.

CHAMIS & SENDECKYJ (1968) modelaram o compósito como uma fibra imersa numa matriz que o envolve como um cilindro de material homogêneo. A matriz ao ser submetida à carga, aplicará um campo uniforme de tensão à fibra. As constantes elásticas são obtidas para este campo de tensão, sendo independentes dos arranjos da fibra na matriz.

Tabela 2-4 - Constantes elásticas do compósito transversalmente isotrópico (adaptado de CHAMIS (1983))

Módulo de elasticidade longitudinal	$E_{11} = E_{11}^f + E_m v_m$
Módulo de elasticidade transversal	$E_{22} = E_{33} = \frac{E_m}{1 - \sqrt{v_{12}^f} \left(1 - \frac{E_m}{E_{22}^f}\right)}$
Módulo cortante	$G_{12} = G_{13} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{v_{12}^f} \left(1 - \frac{G_m}{G_{12}^f}\right)}$
	$G_{23} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{v_{12}^f} \left(1 - \frac{G_m}{G_{23}^f}\right)}$
Coeficiente de Poisson	$\nu_{12} = \nu_{13} = \nu_{12}^f V_f + \nu_m V_m$
	$\nu_{23} = \frac{E_{22}}{2G_{23}} - 1$

2.5 Material transversalmente isotrópico

Um material ortotrópico é considerado transversalmente isotrópico quando todos os planos no plano de isotropia mantêm as mesmas propriedades em todas as direções. Figura 2-4. Esta característica é observada no plano perpendicular à direção das fibras em compósitos unidirecionais com fibras organizadas em arranjo hexagonal ou simetrias próximas (DANIEL & ISHAII, 1994).

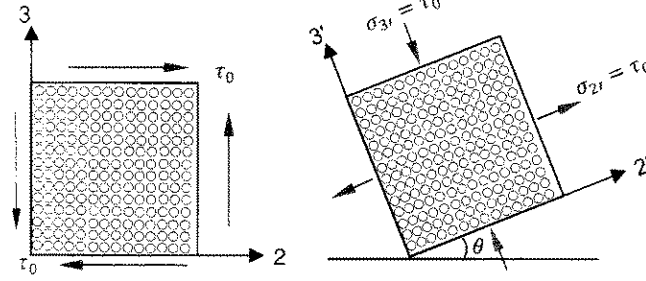


Figura 2-4 – Transformação de tensões no plano de isotropia do material transversalmente isotrópico.

A relação tensão deformação para material transversalmente isotrópico é dada

por

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_4 \\ \tau_5 \\ \tau_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & (C_{22} - C_{23})/2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_4 \\ \gamma_5 \\ \gamma_6 \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_4 \\ \gamma_5 \\ \gamma_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{12} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{23} & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(S_{22} - S_{23}) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_4 \\ \tau_5 \\ \tau_6 \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

As constantes que correlacionam a deformação e a tensão para o tendão em material transversalmente isotrópico são apresentadas no item 3.2.2.

2.6 - Processamento de compósitos reforçados por fibras unidirecionais

2.6.1 - INTRODUÇÃO

O processamento do compósito com matriz polimérica reforçado com fibras unidirecionais visa a construir um compósito com distribuição uniforme das fibras na matriz, sem vazios e com efetiva ligação matriz-fibra. As principais técnicas de processamento utilizadas na indústria são indicadas na Figura 2-5. Dentre estas, a extrusão e enrolamento serão discutidas na sequência, em virtude de serem empregadas na fabricação de fibras contínuas e empregadas na fabricação de dutos (SILVA, DO & LAMBERT, 2012), (JHA *et al.*, 2014).

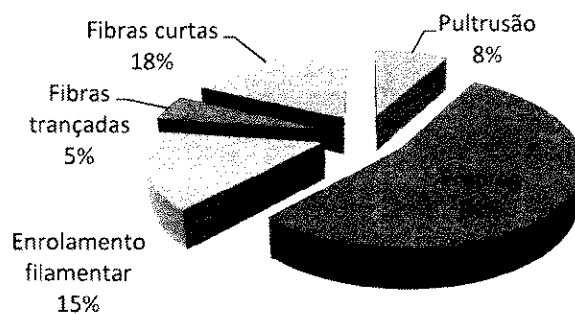


Figura 2-5 - Distribuição de mercado às técnicas de processamento utilizadas para compósito com fibra de carbono (HOLMES, 2014)

2.6.1 Pultrusão

A pultrusão é um processo de fabricação adequado para fabricação de compósitos com geometria constante e longo comprimento contínuo. Neste processo, as fibras, armazenadas em carretéis, são reunidas e mergulhadas na matriz polimérica em forma de resina impregnando-as. Após o banho de resina, o compósito é conformado na geometria desejada, seguido da cura da matriz mantendo o compósito no seu formato final. Esse processo se mantém através do puxamento contínuo das fibras pelas fases. Na Figura 2-6, é ilustrado este processo.

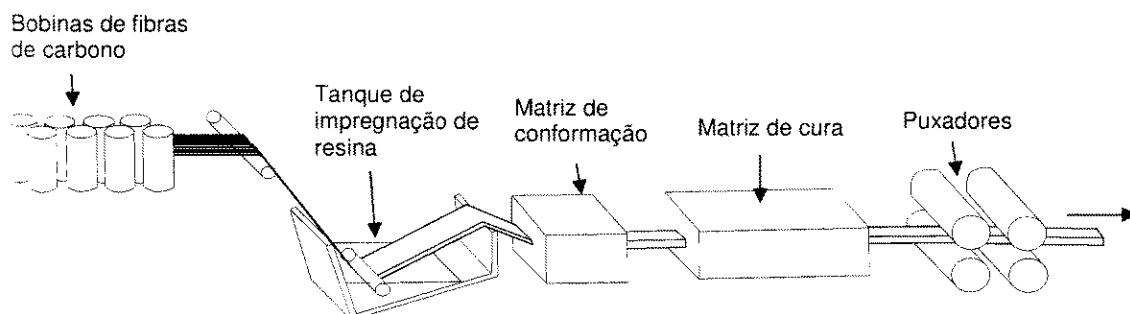


Figura 2-6 - Esquemático do processo de pultrusão (adaptado de CALLISTER, 2008)

Na indústria de dutos flexíveis, para a construção de armaduras de tração em compósito unidirecional em fibra de carbono/epóxi, a pultrusão permite a fabricação de tendões em compósito na geometria de fios contínuos com seção transversal retangular (DO & LAMBERT, 2012). Esta geometria é similar ao tendão em aço carbono utilizado no duto flexível convencional. DO & LAMBERT (2012) ressaltam que manter o tendão em compósito em geometria similar ao tendão de aço carbono permite aproveitar a configuração fabril existente, demandando apenas pequenos ajustes.

2.3.2 Enrolamento filamentar

Este processo consiste no posicionamento preciso das fibras seguindo uma geometria desejada para obter uma peça oca, em geral cilíndrica. Na Figura 2-7 ilustra-se o processo, no qual as fibras banhadas em resina são enroladas continuamente sobre uma superfície com a geometria da peça. Após a deposição da fibra banhada em resina o compósito é exposto à temperatura para cura.

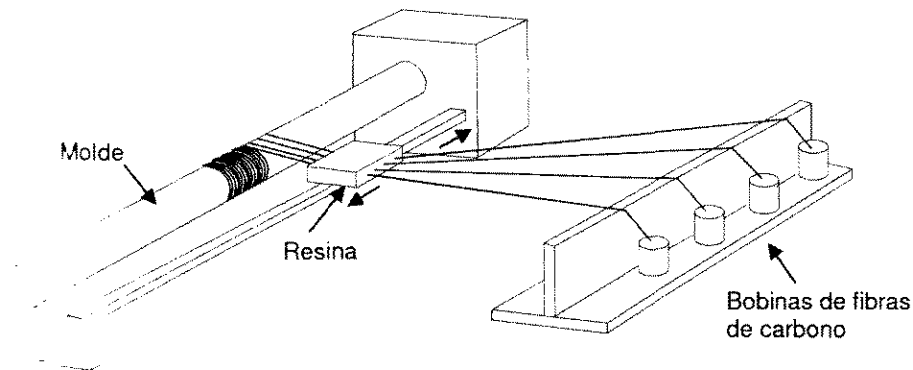


Figura 2-7 - Esquemático do processo de enrolamento filamentar (adaptado de CALLISTER, 2008)

Uma vertente no desenvolvimento de dutos flexíveis compósitos é o conceito de estrutura de pressão e armadura de pressão sendo substituídas por duas camadas de resina, como discutido no item 1.3 e apresentada na Figura 1-5. A fabricação da armadura de pressão é realizada através do enrolamento filamentar e cura pela irradiação de laser permitindo a fabricação contínua.

2.3.3 Processamento da fibra de carbono

O carbono é um elemento de baixa densidade ($2,268 \text{ g/cm}^3$) que pode se apresentar em diferentes formas cristalinas e por consequência com diferentes propriedades. Os processos de fabricação da fibra de carbono envolvem as seguintes etapas essenciais:

1. Geração da fibra – fiação por fusão;
2. Tratamento de estabilização para evitar derretimento da fibra em tratamento térmico subsequente;
3. Tratamento térmico conhecido como carbonização para remoção de impurezas;

4. Tratamento térmico adicional chamado de grafitização para melhorar propriedades da fibra após a carbonização.

A adesão matriz fibra é necessária para garantir o bom desempenho do compósito. Por isso, durante a fabricação, é necessária a realização de tratamento superficial da fibra para aumentar a adesão.

As principais matérias primas utilizadas para a fabricação da fibra de carbono são a poliacrilonitrila (PAN) - polímero obtido pela polimerização da nitrila de acrílico, o piche de petróleo isotrópico ou mesofásico e o piche sintético obtido do naftaleno.

Cerca de 10% da fabricação de fibra de carbono é originada do piche sintético e isotrópico. A obtenção da fibra é feita pelo aquecimento do piche a 420 °C, estabilização a 320 °C e carbonização a 1000 °C (WAZIR & KAKAKHEL, 2009). As fibras obtidas têm resistência mecânica da ordem de 1800 a 2050 MPa. A PAN é a principal matéria prima utilizada para fabricação de fibras de carbono. As fibras apresentam resistência mecânica da ordem de 220 a 965 GPa, que varia de acordo com o processo de carbonização e grafitização. As temperaturas empregadas neste processo variam de 700 a 800 °C na carbonização e 1220 a 1500 °C na grafitização para obtenção de uma fibra com cerca de 90% de carbono. Para obtenção de fibras mais resistentes com cerca de 99% de carbono, é necessária a carbonização em temperatura da ordem de 1315 °C e grafitização a temperaturas de 1900 a 2480 °C.

Capítulo 3

Modelo de análise axissimétrica do duto flexível com armaduras de tração em compósito

3.1 Estado da arte da análise axissimétrica de dutos flexíveis

A análise axissimétrica visa a determinar os carregamentos locais em cada camada do duto flexível quando uma dada seção transversal está submetida a carregamentos puros ou combinados de tração axial, torção, pressão interna e ou externa, chamados de carregamentos axissimétricos. A determinação dos carregamentos locais é relevante para validar a adequação do duto flexível para a aplicação visada.

As primeiras publicações de modelos de análise local para duto flexível de camadas não aderentes submetidas a cargas axissimétricas se deram na década de 1980. OLIVEIRA *et al.* (1985) propuseram um conjunto de equações para determinação das rigidezes axial, à torção e flexional e resistências à explosão e ao colapso, respectivamente devido às pressões interna e externa. Segundo os autores, o estudo do comportamento mecânico é útil para avaliar o desempenho do projeto do duto flexível, ou servir como base para determinação das dimensões das camadas. Na mesma linha de abordagem, GOTO *et al.* (1987) propuseram equações para cálculo de resistência do duto flexível sob tração, torção e aperto (*crushing*).

Uma abordagem considerando equações camada a camada foi proposta por FERET & BOURNAZEL (1987). Neste modelo, são levantadas equações de equilíbrio e continuidade para cada camada formando um sistema de equações lineares cujas variáveis independentes são o alongamento e a rotação do duto flexível, e a variação dos raios das camadas. Neste modelo, assumiram-se algumas hipóteses tais como: a homogeneidade das camadas e a isotropia, linearidade e elasticidade dos materiais que as compõem; ausência de folgas entre camadas adjacentes; a desconsideração das camadas poliméricas na resistência do duto flexível, apenas transmitem pressão.

A abordagem utilizada por FERET & BOURNAZEL (1987) propondo equações de equilíbrio e continuidade por camada tem sido utilizada por diversos autores, que se engajam investigando modificações nas equações para eliminar algumas hipóteses assumidas neste modelo.

BATISTA & EBECKEN (1988) e BATISTA *et al.* (1989) apresentaram um modelo que leva em consideração dutos flexíveis de camadas não aderentes e aderentes. Ademais, o modelo proposto considera as camadas poliméricas na resistência ao carregamento aplicado e o atrito entre camadas na flexão.

FERET & MOMPLOT (1991) reescreveram as equações propostas por FERET & BOURNAZEL (1987) incluindo as camadas poliméricas na resistência ao carregamento, deslocamentos radiais, variações de espessuras distintas por camada, considerando cargas geradas por variações térmicas e a perda de contato entre camadas.

WITZ & TAN (1992a) utilizaram equações de continuidade e de equilíbrio considerando as camadas poliméricas como tubos de paredes finas e as camadas helicoidais modeladas através da teoria de Clebsch-Kirchhoff, teoria esta desenvolvida para avaliar o comportamento de hastes esbeltas. Utilizando esta mesma teoria, MCIVER (1995) propôs modelo semelhante aplicável a dutos flexíveis de camada aderentes e não aderentes, porém considerando as camadas poliméricas como tubos de parede espessa.

CUSTÓDIO (1999) e CUSTÓDIO & VAZ (2002) propuseram um modelo para análise axissimétrica de umbilicais e dutos flexíveis de camadas não aderentes baseado na formulação de Lamé para as camadas poliméricas e na teoria de Clebsch-Kirchhoff para as camadas metálicas. Este modelo leva em consideração a abertura de folgas entre as camadas e também permite o contato interno entre os tendões numa dada camada pode ocorrer em carregamentos extremos.

RAMOS *et al.* (2000) apresentaram um estudo comparativo da análise axissimétrica considerando modelo analítico próximo ao proposto por FERET & BOURNAZEL (1987), porém consideraram a perda de contato entre camadas, e compararam resultados com um modelo baseado em elemento finitos. RAMOS & PESCE (2002) aprofundaram o estudo do modelo analítico baseado na teoria da elasticidade.

SAEVIK (2011) considerou a maioria das hipóteses do modelo proposto por CUSTÓDIO & VAZ (2002), contudo incluiu a possível mudança de curvatura do tendão

e o possível contato entre os tendões numa dada camada, e propondo um modelo analítico para cálculo de tensões locais geradas por carregamentos axissimétricos para dutos flexíveis de camadas não aderentes e umbilicais e modelos para cálculos de carregamentos gerados por flexão. O autor compara resultados experimentais e calculados da tensão na seção curva indicando boa correlação dos resultados.

RAMOS & KAWANO (2015) apresentaram uma formulação para representar o efeito da pressão interna e externa nos elementos da matriz que representa um operador linear relacionado à tensão resultante e à deformação no duto.

LIU *et al.* (2015) e LIU & VAZ (2016a e 2016b) apresentaram um modelo analítico para investigar o comportamento viscoelástico linear do duto flexível de camadas não aderentes submetidos a carregamentos axissimétricos no domínio do tempo e da frequência e considerando o efeito da temperatura. O modelo proposto considera as equações de equilíbrio de Clebsch-Kirchhoff para camadas helicoidais e o princípio da correspondência elástico – viscoelástico para camadas poliméricas.

KUNPENG & CHUNYAN (2017) desenvolveram um modelo analítico para análise axissimétrica para cálculo da pressão de contato entre camadas, servindo de base para análise de flexão, objetivando avaliar a relação momento-curvatura. Segundo os autores, a variação da rigidez à flexão durante a resposta irregular tem efeito significativo na tensão do tendão.

Outras linhas de estudos para análise axissimétrica de dutos flexíveis foram desenvolvidas através da combinação de modelos analíticos e métodos numéricos utilizando elementos finitos, e análises apenas numéricas, bem como estudos a partir de testes experimentais com dutos flexíveis.

CHEN *et al.* (1995) desenvolveram um dos primeiros modelos numéricos para análise da armadura de pressão baseado no modelo de elementos finitos usando elementos de estado plano.

CRUZ (1996) desenvolveu um modelo totalmente numérico baseado no modelo de elementos finitos para análise de carregamentos de instalação combinando tração axial e aperto (*crushing*). Este modelo foi utilizado por SOUSA (1999) para estudar o comportamento do duto flexível sob carregamentos axissimétricos. Mais tarde, SOUSA (2005) fez um estudo detalhado de análise local de dutos flexíveis utilizando modelo por elementos finitos e comparou os resultados com modelos analíticos presentes na literatura. Observando que os modelos analíticos que desconsideram a hipótese de

abertura de folgas entre as camadas e a contribuição das camadas poliméricas, não apresentam boa correlação de resultados.

SAEVIK & BRUASETH (2005) propuseram um modelo por elementos finitos para estudo do comportamento local de umbilicais submetidos a carregamentos axissimétricos.

BAHTUI *et al.* (2007 e 2008) apresentaram um estudo comparativo de modelo numérico e modelo analítico.

EBRAHIMI *et al.* (2018) desenvolveram um modelo contínuo com elementos finitos para análise mecânica do duto flexível submetido a carregamentos axissimétricos, sendo destacada a importância de usar um solucionador implícito para prever a resposta do duto flexível e simular a mecânica de contato entre camadas.

SOUSA *et al.* (2013) fizeram um estudo experimental da resposta do duto flexível de camadas não aderentes de diâmetro interno 2,5" sob carregamentos axissimétricos puros. Foram aplicados carregamentos de tração axial pura; tração e torção combinados com e sem pressão interna e por fim a combinação de pressão interna e tração axial. Em todos os casos as deformações nas armaduras de tração foram medidas com *strain gauges*, sendo observado uma resposta linear do duto sob tração e pressão interna, enquanto que a resposta do duto sob torção é não linear.

SOUSA *et al.* (2014) apresentaram estudo experimental do comportamento de um duto flexível de camadas não aderentes de diâmetro interno 9,13" danificado com um até dez tendões rompidos na armadura de tração externa submetido a carregamentos axissimétricos puro de tração e combinado de tração e torção. As deformações nos arames foram medidas, sendo observada a evolução da ruptura de arames e o comportamento da redistribuição da tensão nos arames na camada danificada.

3.2 Discussão do modelo de análise axissimétrica para duto flexível com armaduras de tração em material compósito

3.2.1 Generalidade do modelo

A concepção do duto flexível com armaduras em compósito a ser estudado consiste em M camadas poliméricas e N camadas helicoidais dispostas concentricamente, conforme duto flexível convencional representado na Figura 3-1. A mudança consiste na substituição do material aço-carbono (material modelado como

isotrópico) para compósito com fibras de carbono e matriz em resina termofixa (material modelado como transversalmente isotrópico, como discutido no item 3.2.2) nas armaduras de tração (DO & LAMBERT, 2012). Camadas poliméricas e camadas helicoidais intertravadas (armadura de pressão e carcaça) não apresentam modificações comparadas ao duto flexível convencional.

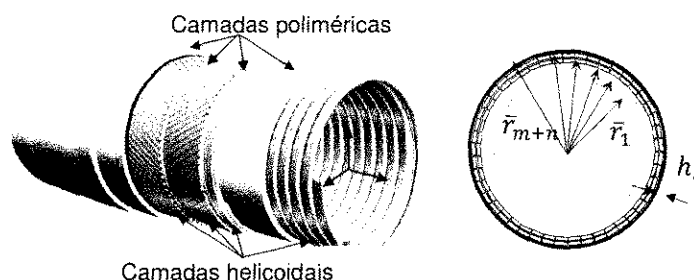


Figura 3-1 - Disposição das camadas do duto flexível com armaduras em compósito

Assume-se que o duto flexível, com grande comprimento na sua configuração indeformada, apresenta as seguintes propriedades:

- As camadas poliméricas são homogêneas e modeladas como cilindros uniformes isotrópicos, concêntricos com eixo longitudinal alinhados com eixo do duto;
- As linhas centrais dos tendões helicoidais são helicóides cilíndricos perfeitos e não há empenamento do tendão na sua seção transversal, sendo mantida a coincidência entre as direções tangente, normal e binormal do helicóide com os eixos principais da seção transversal do tendão;
- Não há folga entre as camadas;
- Sem contato lateral entre tendões adjacentes.

Aplicado carregamentos axissimétricos (força axial, momento de torção, pressões externa e interna) ao duto flexível, considera-se que este assumirá uma configuração deformada. Nesta configuração, considera-se que:

- As camadas poliméricas mantêm-se como cilindros isotrópicos concêntricos com o eixo longitudinal, mudando suas espessuras e raios médios em virtude da pressão de contato e forças internas. As deformações das seções transversais são constantes ao longo do duto;
- Os tendões das camadas helicoidais modificam sua configuração inicial, através da alteração do seu ângulo de assentamento e raios, gerando deformações

axiais e mudança de curvatura na seção transversal do tendão. Assumindo-se que não há empenamento, ou rotação da seção transversal do tendão, será mantida a coincidência entre as direções tangente, normal e binormal do helicóide com os eixos principais da seção transversal do tendão;

- Assume-se que os tendões de uma mesma camada apresentam as mesmas deformações e esforços;

- Na configuração deformada, a nova configuração geométrica do duto deve satisfazer as condições de equilíbrio e compatibilidade geométrica em cada camada.

No modelo axissimétrico desenvolvido neste estudo considera-se que:

- Todas as seções transversais e camadas do duto se deslocam e giram igualmente, sem penetração entre camadas;

- Os efeitos de atrito entre camadas são considerados desprezíveis;

- Os carregamentos gerados por contato nas faces dos tendões são considerados como pressões homogêneas nas interfaces. Assim como, a abertura de folgas entre camadas adjacentes é identificada quando a pressão de contato é negativa;

- Os materiais terão comportamento linear elástico.

- Os tendões em material compósito são transversalmente isotrópicos e a distribuição das tensões é uniforme nas fibras. Esta hipótese é a principal diferença comparada aos modelos axissimétricos desenvolvidos para materiais isotrópicos linearmente elásticos.

Com objetivo de padronizar as discussões, ao longo deste trabalho será chamado como tendão o compósito de seção transversal retangular utilizado para um arame da armadura de tração, como ilustrado na Figura 3-2.

3.2.2 Tendão em compósito com reforços unidirecionais

No compósito com reforços unidirecionais, as fibras são orientadas na direção longitudinal e no plano perpendicular à orientação das fibras é observada simetria das propriedades mecânicas, Figura 3-2. Esta característica permite associar o tendão em compósito a um material transversalmente isotrópico cuja matriz constitutiva que relaciona deformação e tensão é descrita na equação (3.1) (GOULD, 2013).

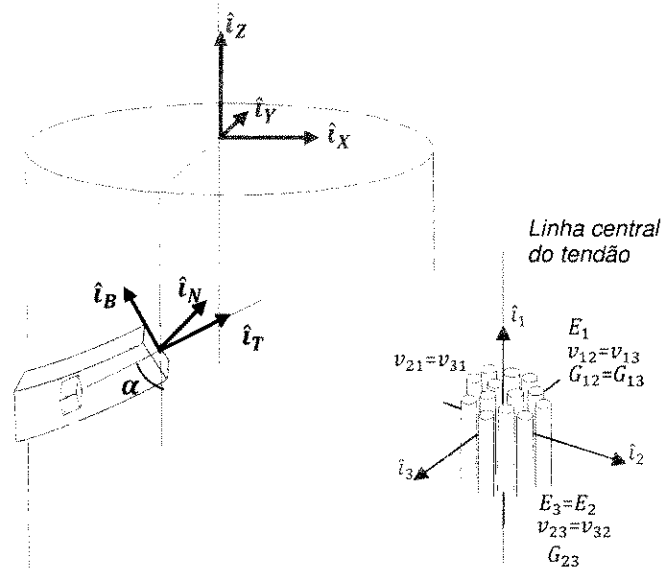


Figura 3-2 – Representação do sistema de referências para o tendão em material transversalmente isotrópico.

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

Sendo $E_1, E_2 = E_3$ os módulos de elasticidade nas direções longitudinal e transversal, respectivamente; $\nu_{12}, \nu_{21}, \nu_{23}$ os coeficientes de Poisson e $G_{12} = G_{13}, G_{23}$ os módulos cortantes. Adicionalmente, para materiais transversalmente isotrópicos, a seguinte relação é aplicável:

$$\frac{\nu_{12}}{E_1} = \frac{\nu_{21}}{E_2} \quad (3.2)$$

$$G_{23} = \frac{E_2}{2(1 + \nu_{23})} \quad (3.3)$$

Sendo assim, o material transversalmente isotrópico apresentará cinco parâmetros mecânicos a serem definidos: $E_1, E_2, G_{12}, \nu_{23}$ e ν_{12} . Salienta-se que, para o compósito, o comportamento em tração difere de compressão, havendo mudança nos parâmetros mecânicos de acordo com a natureza do carregamento.

O modelo estudado considera a descrição geométrica da linha central do tendão, ou seja, coordenadas locais do tendão (normal (\hat{i}_N), binormal (\hat{i}_B) e tangente (\hat{i}_T)) com objetivo de obter a equação vetorial do helicóide. Com a aplicação do carregamento axissimétrico, são estudados os deslocamentos e deformações do tendão.

3.2.3 Estudo geométrico dos tendões helicoidais

Considera-se que o tendão em compósito mantém a mesma configuração geométrica do tendão em aço carbono, ou seja, seção transversal retangular com comprimento do passo de assentamento helicoidal L , com ângulo α e raio médio da camada do tendão \bar{r} . Assim, mantendo-se a semelhança geométrica com o helicóide em aço carbono do duto flexível tradicional, como demonstrado por MEDINA (2008), e considerando o sistema de coordenada retangular do duto ilustrado na Figura 3-3, a curva descrita pela linha central do helicóide cilíndrico nas coordenadas locais do tendão será:

$$\hat{i}_T = -\text{sen}\alpha \cdot \text{sen}\theta \cdot \hat{i}_X + \text{sen}\alpha \cdot \cos\theta \cdot \hat{i}_Y + \cos\alpha \cdot \hat{i}_Z \quad (3.4)$$

$$\hat{i}_N = -\cos\theta \cdot \hat{i}_X - \text{sen}\theta \cdot \hat{i}_Y \quad (3.5)$$

$$\hat{i}_B = -\cos\alpha \cdot \text{sen}\theta \cdot \hat{i}_X - \cos\alpha \cdot \cos\theta \cdot \hat{i}_Y + \text{sen}\alpha \cdot \hat{i}_Z \quad (3.6)$$

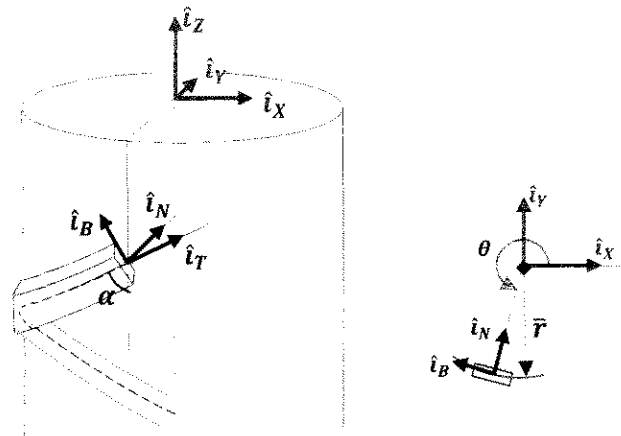


Figura 3-3 - Sistema de coordenadas locais (referenciadas à linha de centro do tendão) e sistema de coordenadas do duto flexível (referenciadas à linha central do duto) (adaptado de MEDINA (2008))

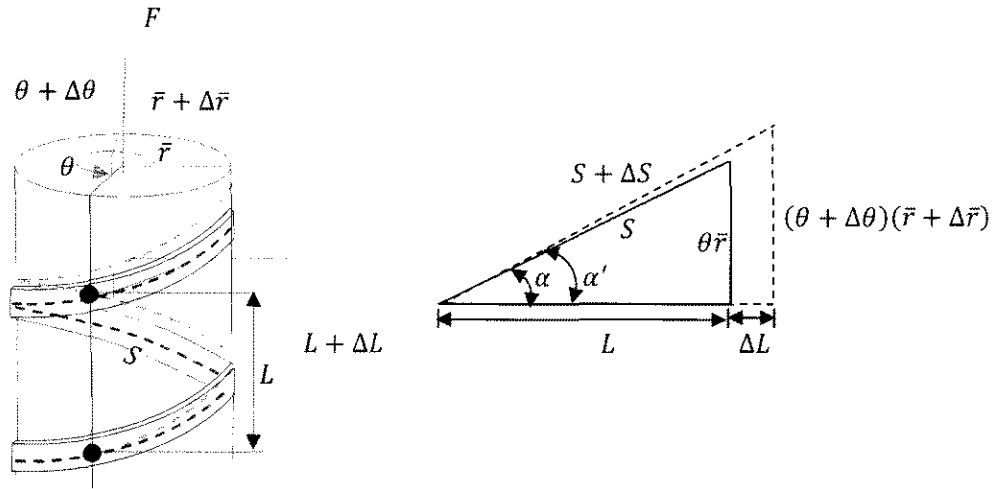


Figura 3-4 - Comprimento de arco e deformação do passo de hélice cilíndrica

Observa-se que o comprimento de arco para o tendão em compósito, na configuração de um helicóide cilíndrico, é relacionado de acordo com a Figura 3-4.

$$S^2 = L^2 + (\theta \bar{r})^2 \quad (3.7)$$

$$(S + \Delta S)^2 = (L + \Delta L)^2 + [(\theta + \Delta \theta)(\bar{r} + \Delta \bar{r})]^2 \quad (3.8)$$

Nesta configuração, as curvaturas do tendão são constantes ao longo do comprimento do helicóide, sua variação é função da mudança do ângulo de assentamento e raio. As curvaturas do tendão nas direções normal, binormal e tangente são respectivamente dadas por:

$$C_B = \frac{\sin^2 \alpha}{\bar{r}} \quad (3.9)$$

$$C_N = 0 \quad (3.10)$$

$$C_T = \frac{\sin 2\alpha}{2\bar{r}} \quad (3.11)$$

3.2.4 Comportamento do tendão sob carregamento

Desenvolvendo a equação (3.8), desconsiderando os termos de intensidade muito pequena e utilizando as relações trigonométricas envolvendo ângulo de assentamento ilustrada na Figura 3-4, o alongamento e a variação do ângulo de assentamento do tendão são respectivamente descritos por:

$$\varepsilon_T = \frac{\Delta S}{S} = \sin^2 \alpha \cdot \frac{\Delta r}{\bar{r}} + \frac{\sin 2\alpha}{2} \cdot \bar{r} \cdot \frac{\Delta \theta}{L} + \cos^2 \alpha \cdot \frac{\Delta L}{L} \quad (3.12)$$

$$\Delta\alpha = \frac{\sin 2\alpha}{2} \cdot \frac{\Delta r}{\bar{r}} + \cos^2 \alpha \cdot \bar{r} \cdot \frac{\Delta\theta}{L} - \frac{\sin 2\alpha}{2} \cdot \frac{\Delta L}{L} \quad (3.13)$$

A variação do ângulo de assentamento e raio da camada gerará variação das curvaturas binormal e tangencial do tendão, sendo descritas por:

$$\Delta C_B = \frac{\sin 2\alpha}{\bar{r}} \Delta\alpha - \frac{\sin^2 \alpha}{\bar{r}} \frac{\Delta r}{\bar{r}} \quad (3.14)$$

$$\Delta C_T = \frac{1}{\bar{r}} \left(\cos 2\alpha \Delta\alpha - \frac{\sin 2\alpha}{2} \frac{\Delta r}{\bar{r}} \right) \quad (3.15)$$

3.2.5 Equilíbrio da camada helicoidal

Assumindo-se que os tendões helicoidais são vigas curvas apoiadas em fundações elásticas, como discutido por CUSTÓDIO (1999), as equações diferenciais de equilíbrio de Clebsch-Kirchhoff, equações (3.16) e (3.17), podem ser consideradas para descrever o equilíbrio dos elementos helicoidais.

$$\frac{d\hat{F}}{ds} + \hat{f} = 0 \quad (3.16)$$

$$\frac{d\hat{M}}{ds} + \hat{i}_t \times \hat{f} + \hat{m} = 0 \quad (3.17)$$

Sendo (\hat{F}, \hat{f}) e (\hat{M}, \hat{m}) os carregamento de força e momentos no tendão, Conforme ilustrado na Figura 3-5 (MEDINA, 2008) as equações de equilíbrio de Clebsch-Kirchhoff para tendão helicoidal cilíndrico composto por arames em compósito podem ser escritas como:

$$F_B = C_B M_T - C_T M_B \quad (3.18)$$

$$f_N = C_T (C_B M_T - C_T M_B) - C_B F_T \quad (3.19)$$

$$M_B = E_1 I_B \Delta C_B \quad (3.20)$$

$$M_T = G_{23} I_T \Delta C_T \quad (3.21)$$

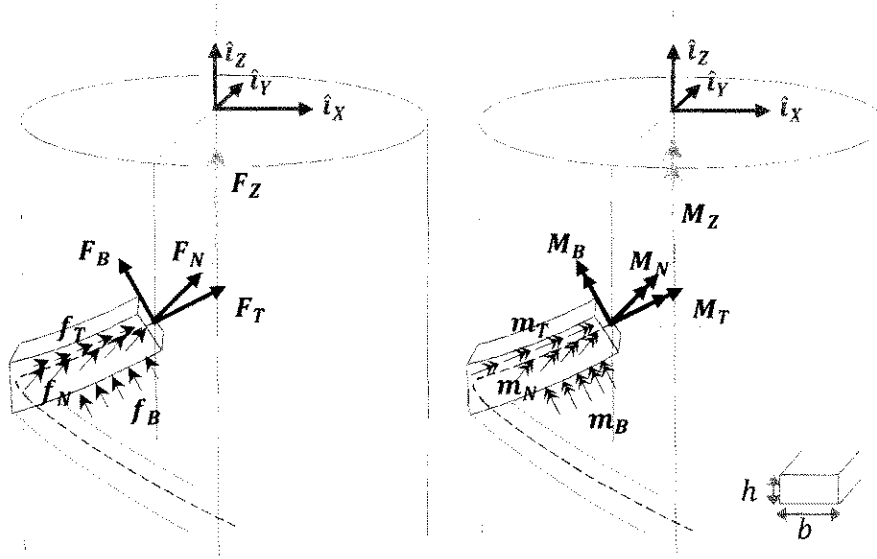


Figura 3-5 - Momento e força aplicados ao tendão helicoidal cilíndrico composto
(adaptado de MEDINA, 2008)

Considerando as equações (3.1) e (3.2) para material transversalmente isotrópico no estado plano de tensões, pode-se escrever:

$$\varepsilon_T = \frac{\sigma_T}{E_1} - \frac{\nu_{21}}{E_2} \sigma_N = \frac{\sigma_t}{E_1} - \frac{\nu_{12}}{E_1} \sigma_N \quad (3.22)$$

$$\sigma_T = E_1 \varepsilon_T + \nu_{12} \sigma_N \quad (3.23)$$

A tensão no tendão na direção normal é considerada homogênea sendo descrita por:

$$\sigma_N = -\frac{P_{ext} + P_{int}}{2} \quad (3.24)$$

Considerando a equação (3.23), a força na direção tangente, será:

$$F_T = \sigma_T A = AE_1 \varepsilon_T + A\nu_{12} \sigma_N \quad (3.25)$$

Substituindo as equações (3.12) e (3.24) em (3.25):

$$F_T = AE_1 \left(\sin^2 \alpha \frac{\Delta r}{\bar{r}} + \frac{\sin 2\alpha}{2} \bar{r} \frac{\Delta \theta}{L} + \cos^2 \alpha \frac{\Delta L}{L} \right) - A\nu_{12} \frac{P_{ext} + P_{int}}{2} \quad (3.26)$$

A deformação na direção normal, considerando a equação (3.1), será:

$$\varepsilon_N = \frac{\sigma_N}{E_2} - \frac{\nu_{21}}{E_2} \sigma_T \quad (3.27)$$

Sendo h a espessura, substituindo a equação (3.23) em (3.27), com algumas manipulações algébricas, obtém-se:

$$\varepsilon_N = \frac{\Delta h}{h} = -v_{12}\varepsilon_T + \frac{\sigma_N}{E_2} \left(1 - \frac{E_2}{E_1} v_{12}^2\right) \quad (3.28)$$

$$\sigma_N = \left(\frac{\Delta h}{h} + v_{12}\varepsilon_T\right) \frac{E_2}{\left(1 - \frac{E_2}{E_1} v_{12}^2\right)} \quad (3.29)$$

Considerando as equações (3.12), (3.24) e (3.29), a relação entre pressões interna e externa na camada helicoidal e deformação será:

$$P_{ext} + P_{int} = -2 \frac{E_2}{\left(1 - \frac{E_2}{E_1} v_{12}^2\right)} \left(\frac{\Delta h}{h} + v_{12}\varepsilon_T\right) \quad (3.30)$$

$$P_{ext} + P_{int} = -2 \frac{E_2}{\left(1 - \frac{E_2}{E_1} v_{12}^2\right)} \left[\frac{\Delta h}{h} + v_{12} \left(\sin^2 \alpha \frac{\Delta r}{\bar{r}} + \frac{\sin 2\alpha}{2} \bar{r} \frac{\Delta \theta}{L} + \cos^2 \alpha \frac{\Delta L}{L} \right) \right] \quad (3.31)$$

Para as armaduras de tração em compósito com reforços unidirecionais $E_2 \ll E_1$, então a equação (3.31) pode ser reescrita como sendo:

$$P_{ext} + P_{int} = -2E_2 \left[\frac{\Delta h}{h} + v_{12} \left(\sin^2 \alpha \frac{\Delta r}{\bar{r}} + \frac{\sin 2\alpha}{2} \bar{r} \frac{\Delta \theta}{L} + \cos^2 \alpha \frac{\Delta L}{L} \right) \right] \quad (3.32)$$

Sendo b a largura do tendão, a carga distribuída na direção normal será:

$$f_N = C_T(C_B M_T - C_T M_B) - C_B F_T = (P_{ext} - P_{int}) \cdot b \quad (3.33)$$

Substituindo as equações (3.20), (3.21) na equação (3.33):

$$(P_{ext} - P_{int}) \cdot b = C_T(C_B G_{23} I_T \Delta C_T - C_T E_1 I_B \Delta C_B) - C_B F_T \quad (3.34)$$

Substituindo as equações (3.9), (3.11), (3.14), (3.15) e (3.26) na equação (3.33) obtém-se:

$$\begin{aligned}
P_{ext} - P_{int} = & \frac{\text{sen}^2 2\alpha \cdot \text{sen}^2 \alpha}{2\bar{r}^3 b} \cdot \left[G_{23} I_T \cdot \left(\cot 2\alpha \cdot \Delta\alpha - \frac{\Delta r}{2\bar{r}} \right) \right. \\
& - \frac{1}{2} E_1 I_B \cdot \left(\frac{2 \cos \alpha}{\text{sen} \alpha} \Delta\alpha - \frac{\Delta r}{\bar{r}} \right) \Big] \\
& - \frac{(\text{sen} \alpha)^2}{\bar{r} b} \left[A E_1 \left(\text{sen}^2 \alpha \frac{\Delta r}{\bar{r}} + \frac{\text{sen} 2\alpha}{2} \bar{r} \frac{\Delta \theta}{L} + \cos^2 \alpha \frac{\Delta L}{L} \right) \right. \\
& \left. \left. - A v_{12} \frac{P_{ext} + P_{int}}{2} \right] \right]
\end{aligned} \tag{3.35}$$

A força resultante aplicada à camada helicoidal formada por n tendões, referenciada ao sistema de coordenadas do duto flexível, é descrita por:

$$F_z^* = n F_z = n (F_t \cos(\alpha + \Delta\alpha) + F_b \sin(\alpha + \Delta\alpha)) \tag{3.36}$$

Utilizando as equações (3.19) e (3.26) e desconsiderando os termos de elevada ordem e rigidezes à flexão do tendão, a força resultante aplicada à camada helicoidal formada por n tendões será:

$$\begin{aligned}
F_z^* = n \left\{ \cos(\alpha + \Delta\alpha) \left[A E_1 \left(\text{sen}^2 \alpha \frac{\Delta r}{\bar{r}} + \frac{\text{sen} 2\alpha}{2} \bar{r} \frac{\Delta \theta}{L} + \cos^2 \alpha \frac{\Delta L}{L} \right) \right. \right. \\
\left. \left. - A v_{12} \frac{P_{ext} + P_{int}}{2} \right] \right\}
\end{aligned} \tag{3.37}$$

Da mesma maneira, o momento resultante na camada helicoidal formada por n tendões será:

$$M_z^* = n (M_t \cos \alpha + M_b \sin \alpha + (\bar{r} + \Delta\bar{r}) (F_t \sin \alpha + F_b \cos \alpha)) \tag{3.38}$$

Substituindo as equações (3.18), (3.20), (3.21) e (3.26) na equação (3.38), com algumas manipulações algébricas e desconsiderando os termos de elevada ordem e rigidezes à flexão do tendão, o momento resultante aplicado à camada helicoidal formada por n tendões será:

$$\begin{aligned}
M_z^* = n \left\{ \bar{r} \sin \alpha \left[A E_1 \left(\text{sen}^2 \alpha \frac{\Delta r}{\bar{r}} + \frac{\text{sen} 2\alpha}{2} \bar{r} \frac{\Delta \theta}{L} + \cos^2 \alpha \frac{\Delta L}{L} \right) \right. \right. \\
\left. \left. - A v_{12} \frac{P_{ext} + P_{int}}{2} \right] \right\}
\end{aligned} \tag{3.39}$$

Para ambas as soluções de dutos flexíveis com armadura em aço carbono ou compósito com reforços unidirecionais, o conceito e características geométricas das armaduras de tração não mudam. Para os tendões em compósito, apenas pequenas modificações foram observadas nas equações de análise axissimétrica, em virtude da diferença entre os módulos de elasticidade longitudinal e transversal.

3.2.6 Critério de continuidade dos raios na interface entre camadas

Para estabelecer a compatibilidade geométrica entre as camadas garantindo que inicialmente não há folga entre camadas adjacentes e na configuração deformada as camadas são impenetráveis, é considerada a seguinte equação de continuidade dos raios:

$$\Delta r_{i+1} = \Delta r_i + \frac{\Delta h_i + \Delta h_{i+1}}{2} \quad (3.40)$$

3.2.7 Modelagem de camadas homogêneas

As camadas poliméricas são assumidas como homogêneas e modeladas como cilindros uniformes isotrópicos, concêntricos com eixo longitudinal alinhados com o eixo do duto. As equações de equilíbrio para um cilindro espesso isotrópico foram desenvolvidas por Lamé. Utilizando esta formulação, MEDINA (2008) demonstra que para um duto flexível, as variações da espessura e do raio médio e as tensões atuantes no raio médio para as camadas poliméricas cilíndricas são descritas por:

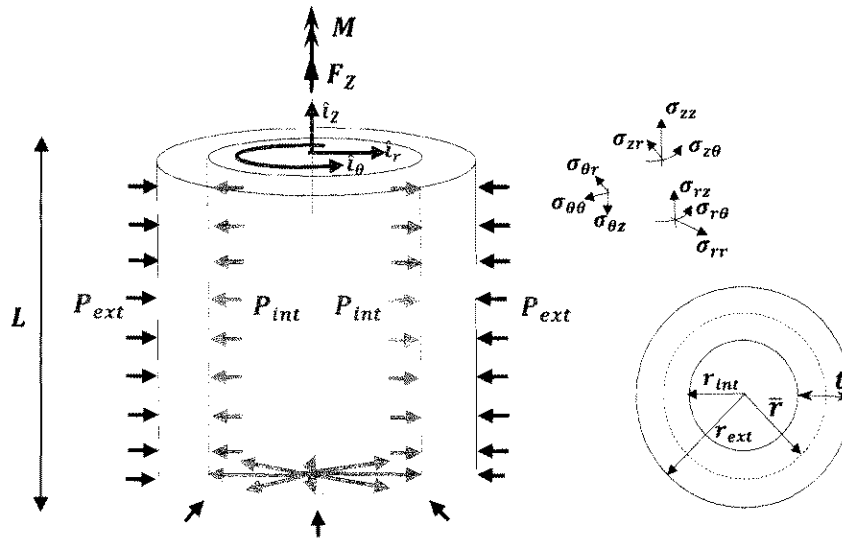


Figura 3-6 - Cilindro de parede espessa submetido a carregamentos axissimétricos.

$$\begin{aligned} \Delta t = & -\nu \cdot t \cdot \frac{\Delta L}{L} - \left(1 - \frac{t}{2\bar{r}}\right) \cdot \left[\frac{(1 - \nu^2)t}{2E} + \frac{\nu(1 + \nu)\bar{r}}{E} \right] \cdot P_{int} \\ & - \left(1 + \frac{t}{2\bar{r}}\right) \cdot \left[\frac{(1 - \nu^2)t}{2E} - \frac{\nu(1 + \nu)\bar{r}}{E} \right] \cdot P_{ext} \end{aligned} \quad (3.41)$$

$$\Delta r = -v\bar{r}\frac{\Delta L}{L} + \left(1 - \frac{t}{2\bar{r}}\right) \cdot \left[\frac{(1-v^2)\bar{r}^2}{t \cdot E} + \frac{v(1+v)\bar{r}}{2E} \right] \cdot P_{int} - \left(1 + \frac{t}{2\bar{r}}\right) \cdot \left[\frac{(1-v^2)\bar{r}^2}{t \cdot E} + \frac{v(1+v)\bar{r}}{2E} \right] \cdot P_{ext} \quad (3.42)$$

$$\sigma_z = E \frac{\Delta L}{L} + \left(1 - \frac{t}{2\bar{r}}\right) \cdot \frac{v(2\bar{r}-t)}{2 \cdot t} \cdot P_{int} - \left(1 + \frac{t}{2\bar{r}}\right) \cdot \frac{v(2\bar{r}+t)}{2 \cdot t} \cdot P_{ext} \quad (3.43)$$

$$\sigma_r = \frac{a^2}{(b^2 - a^2)} \left(1 - \frac{b^2}{\bar{r}^2}\right) \cdot P_{int} - \frac{b^2}{(b^2 - a^2)} \left(1 - \frac{a^2}{\bar{r}^2}\right) \cdot P_{ext} \quad (3.44)$$

$$\sigma_\theta = \frac{a^2}{(b^2 - a^2)} \left(1 + \frac{b^2}{\bar{r}^2}\right) \cdot P_{int} - \frac{b^2}{(b^2 - a^2)} \left(1 + \frac{a^2}{\bar{r}^2}\right) \cdot P_{ext} \quad (3.45)$$

3.3 Resolução de equações lineares simultâneas

O algoritmo para análise axissimétrica do duto flexível com tendão em compósito foi implementado em Matlab R2016b® estruturado em equações de equilíbrio entre forças internas e externas e equações de compatibilidade de deformações radiais nas diversas camadas. Sendo um duto flexível composto de N camadas helicoidais e M camadas poliméricas, a análise de tensões e deformação envolve 6N+6M+1 incógnitas associadas às pressões de contato (N+M-1), variações de raio médio (N+M), variações de espessura das camadas (N+M), tensões tangencial e normal nas camadas helicoidais (2N), tensões radiais, axiais e circunferenciais nas camadas poliméricas cilíndricas (3M), variações do ângulo de assentamento das camadas helicoidais (N), deformação axial (1) e rotação do duto (1). Dentre estas variáveis, neste estudo, são selecionadas 2N+2M+1 incógnitas independentes, são elas:

- Alongamento do duto (1);
- Rotação do duto (1);
- Variação do raio médio (N+M);
- Pressões de contato (N+M-1).

Estas incógnitas são calculadas através da solução simultânea das equações lineares, referentes ao equilíbrio de forças, equação (3.37); equilíbrio de momento equação (3.39), continuidade de interface das camadas, equação (3.40) e pressões de contato, equações (3.32) e (3.35). O sistema de equações é montado da forma

$[K].[\delta] = [F]$. No apêndice C é apresentado o detalhamento do algoritmo desenvolvido.

3.4 Estudo de caso

Para fins de estudo, foi considerado um duto flexível com armaduras de tração em material compósito cujas propriedades são descritas na Tabela 3-1, e os carregamentos axissimétricos aplicados consideram a combinação de diferentes níveis de pressão interna e externa, momento de torção e força axial, como descrito na Tabela 3-2, Tabela 3-3 e Tabela 3-4.

Os carregamentos axissimétricos da Tabela 3-2 e Tabela 3-3 foram combinados gerando 8 casos de carregamento, conforme Tabela 3-5. Observa-se que para cada caso combinado, todos os valores de tensão axial, Tabela 3-4, são avaliados.

Tabela 3-1 - Propriedades das camadas do duto flexível para estudo com armadura em material compósito

CAMADA	FIO (mm x mm)	ESPESSURA (mm)	ID (mm)	OD (mm)	ÂNGULO (°)	MATERIAL	
						E (GPa)	ν
Casca	55 x 1,6	8,4	152,4	169,2	87,9	190	0,3
Barreira de pressão	-	15	169,2	199,2	-	1,3	0,42
Armadura de pressão	22,1 x 10	10	199,2	219,2	88,5	200	0,3
Armadura de tração 1	12 x 5	5	219,2	229,2	27	$E_1 = 170$ $E_2 = 9,5$ (Nota 1)	$\nu_{12} = 0,32$ $\nu_{23} = 0,2$
Armadura de tração 2	12 x 5	5	229,2	239,2	25	$E_1 = 170$ $E_2 = 9,5$ (Nota 1)	$\nu_{12} = 0,32$ $\nu_{23} = 0,2$
Capa externa	-	20	241,6	279,2	-	1,3	0,42

Nota 1: Propriedades do compósito adaptados da DNV-OS-C501 (2013). Módulos de elasticidade aplicáveis a carregamentos trativos. Para carregamentos compressivos $E_1 = 136$ GPa.

Tabela 3-2 – Níveis de pressão interna e externa (MPa)

PRESSÃO INTERNA		PRESSÃO EXTERNA	
BAIXA	ALTA	BAIXA	ALTA
0	20,4	0	-15

Tabela 3-3 - Níveis de Momento de Torção (kN.m)

ANTI-HORÁRIO	HORÁRIO
-15	+ 15

Tabela 3-4 - Níveis de Força axial (kN)

CASO 1	CASO 2	CASO 3
0	1000	2000

Cada caso de carregamento axissimétrico foi analisado através de uma rotina desenvolvida no Matlab R2016b®. Como resultados são apresentadas as variações dos raios médios, alongamento, rotação do duto em torno do eixo central, pressões de contato entre as camadas e variação do ângulo de assentamento das armaduras de tração em compósito.

Tabela 3-5 – Casos de carregamento axissimétrico para carga axial

CASOS	PRESSÃO EXTERNA	MOMENTO	PRESSÃO INTERNA	CARGA AXIAL
CASO 1.1	BAIXA	ANTI-HORARIO	BAIXA	Tabela 3-4
CASO 1.2			ALTA	Tabela 3-4
CASO 1.3		HORÁRIO	BAIXA	Tabela 3-4
CASO 1.4			ALTA	Tabela 3-4
CASO 2.1	ALTA	ANTI-HORARIO	BAIXA	Tabela 3-4
CASO 2.2			ALTA	Tabela 3-4
CASO 2.3		HORÁRIO	BAIXA	Tabela 3-4
CASO 2.4			ALTA	Tabela 3-4

Uma forma simplificada para estimar a tensão nos tendões é proposta por FERGESTAD & LOTVEIT (2017) na equação (3.46), na qual a tensão no tendão é um somatório linear das contribuições geradas pelo carregamento axial, momento de torção, pressão interna e externa. Sendo n o número total de tendões nas camadas das armaduras de tração, A área do tendão e \bar{r} o raio médio da camada. Os resultados obtidos pelo modelo desenvolvido serão comparados a esta estimativa simplificada para avaliar a representatividade dos resultados obtidos.

$$\sigma_T = \frac{1}{n \cdot A \cdot \cos\alpha} \cdot F_z + \frac{\pi r_{int}^2}{n \cdot A \cdot \cos\alpha} \cdot P_{int} - \frac{\pi r_{ext}^2}{n \cdot A \cdot \cos\alpha} \cdot P_{ext} + \frac{1}{\bar{r} \cdot n \cdot A \cdot \sin\alpha} \cdot M_z \quad (3.46)$$

3.4.1 Resultados

As variações dos raios médios, alongamento, rotação do duto em torno do eixo central e variações do ângulo de assentamento das armaduras de tração para cada caso são apresentadas no apêndice A. O alongamento do duto tem relação linear com a força axial pura como ilustrado na Figura 3-7, a inclinação da reta representa a

rigidez axial do duto com armaduras em compósito. Na Tabela 3-6 apresenta a rigidez axial e rotação do duto flexível submetidos à tração pura.

Tabela 3-6- Propriedades obtidas na análise axissimétrica

TRAÇÃO PURA	
$\frac{F}{\Delta L/L} [MN]$	$\frac{\Delta \theta/L}{\Delta L/L} [rad/m]$
500	-0.25

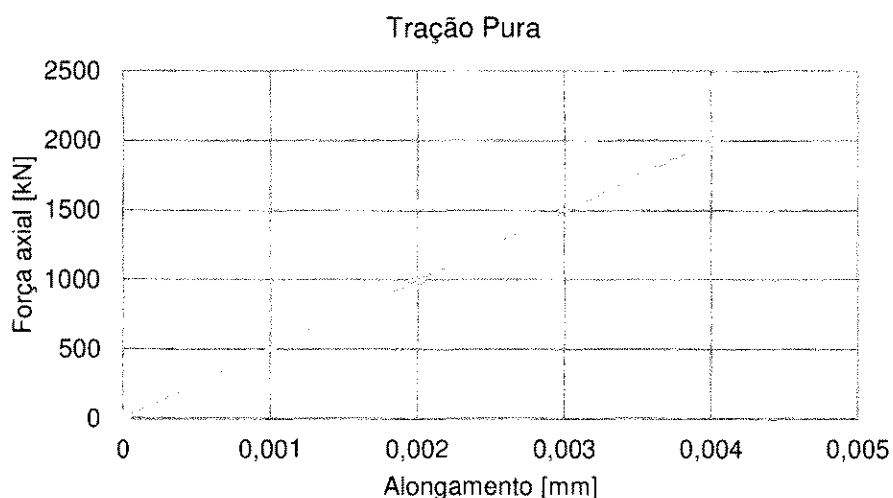


Figura 3-7 - Alongamento do duto flexível com a força axial para diferentes condições de pressão interna e externa.

Na Tabela 3-7, são apresentadas as tensões nos tendões calculadas pelo modelo desenvolvido e comparadas as tensões estimadas pela expressão simplificada de FERGESTAD & LOTVEIT (2017). Observa-se que o modelo desenvolvido mantém coerência em magnitude esperada para as tensões nos tendões.

Pela abordagem desenvolvida neste capítulo, modelando o compósito como material transversalmente isotrópico, a mudança de material das armaduras gerou poucas modificações nas equações para cálculo de tensões e variações paramétricas geradas por carregamentos axissimétricos, comparada às equações já desenvolvidas para o aço carbono. Há dois aspectos principais que justificam essa proximidade das equações: a geometria helicoidal dos tendões com seção transversal retangular que foi mantida e o fato de se trabalhar com material compósito com todos os reforços alinhados numa mesma direção. Caso os reforços tivessem diferentes direções, a equação (3.1) não seria válida e a isotropia no plano transversal seria perdida, tornando mais complexa a modelagem do compósito.

Tabela 3-7- Tensões longitudinais calculadas para os tendões em compósito da armadura externa pelo modelo analítico desenvolvido e tensões nos tendões estimados pela equação (3.46)

	$M = -15 \text{ kN.m}; P_{int} = 0 \text{ MPa};$ $P_{ext} = 0 \text{ MPa}$			$M = -15 \text{ kN.m}; P_{int} = 20,4 \text{ MPa};$ $P_{ext} = 0 \text{ MPa}$		
$F_{axial} \text{ (kN)}$	0	1000	2000	0	1000	2000
$\sigma_{arm ext} \text{ (MPa)}$ Calculado pelo modelo analítico desenvolvido	48,9	233	417	214	398	583
$\sigma_{arm} \text{ (MPa)}$ Estimado pela equação (3.46)	50,1	242	433	138	329	521
	$M = 15 \text{ kN.m}; P_{int} = 0 \text{ MPa};$ $P_{ext} = -15 \text{ MPa}$			$M = -15 \text{ kN.m}; P_{int} = 20,4 \text{ MPa};$ $P_{ext} = -15 \text{ MPa}$		
$F_{axial} \text{ (kN)}$	0	1000	2000	0	1000	2000
$\sigma_{arm ext} \text{ (MPa)}$ Calculado pelo modelo analítico desenvolvido	-133	51,2	235	-32,1	216	401
$\sigma_{arm} \text{ (MPa)}$ Estimado pela equação (3.46)	-126	65,7	257	-38,0	154	345

Capítulo 4

Análise de flexão de duto flexível com armaduras de tração em material compósito

4.1 Estado da arte da análise de flexão de dutos flexíveis

O comportamento estrutural de duto flexível à flexão é complexo e depende da interação entre os componentes de suas camadas. As pressões de contato geram forças de atrito com o escorregamento dos tendões gerando uma resposta estrutural à flexão histerética. Esse comportamento foi reportado em diversos estudos e testes realizados em dutos flexíveis com armaduras em aço carbono, como ilustrado na Figura 4-1 (WITZ,1996), onde são apresentados testes realizados com diferentes pressões internas num duto flexível de diâmetro interno de 2,5 polegadas.

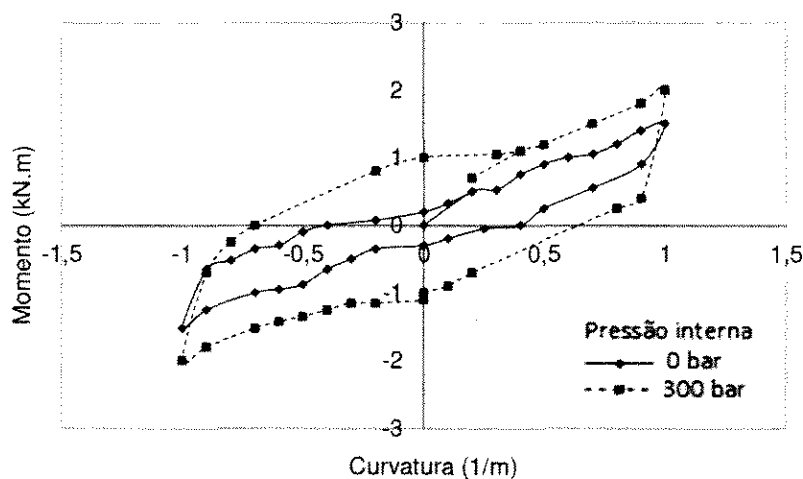


Figura 4-1 - Laço de histerese de duto flexível com ID 2,5" a diferentes pressões internas, adaptado de WITZ (1996).

Quando submetido à flexão, algumas considerações assumidas no modelo axissimétrico são violadas, tais como: mudança de configuração do eixo central da linha; modificação no arranjo das armaduras de tração com variação do ângulo de assentamento numa mesma seção transversal; possível contato lateral entre os tendões, provocando o aumento substancial nas tensões e na rigidez da linha flexível;

influência significativa do atrito entre camadas de modo determinante para resposta não linear do duto flexível (SOUSA, 2002). Sendo assim, as tensões nos arames geradas por carregamentos de flexão em geral são calculadas por um modelo dedicado à análise isolada de flexão e assume-se o princípio da superposição dos efeitos. Assim, as tensões geradas por carregamentos axissimétricos podem ser somadas às tensões oriundas da flexão para obter a tensão resultante nas armaduras de tração.

As linhas de estudo de modelos analíticos se concentram em dois aspectos: modelos dedicados a representar o comportamento histerético do duto flexível, propondo equacionamento representativo para reproduzir a relação momento de flexão versus curvatura (importante para descrever a resposta global da linha); e modelos dedicados a propor equacionamento para cálculo de tensões nas armaduras adotando como premissa configurações do tendão sobre a superfície curva do flexível flexionado (análise local). Na sequência, são descritos alguns trabalhos que propõem modelos analíticos para descrever o comportamento do duto flexível e são utilizados como base para discussão do modelo de flexão proposto para o duto o flexível com armaduras em compósito.

FERET & BOURNAZEL (1987) propuseram a primeira abordagem de equações para o cálculo de tensões e curvatura nos tendões helicoidais considerando, quando submetidos à flexão, os tendões assumem uma configuração geodésica. Esta mesma abordagem foi adotada por BATISTA & EBECKEN (1988), FERET & MOMPLOT (1991) e RAMOS & PESCE (2002),

BERGE *et al.* (1992) apresentaram um estudo demonstrando que a configuração geodésica não fornece a previsão adequada para o comportamento histerético do duto flexível. O deslocamento transversal do tendão é restringido pelo atrito, propondo assim, a configuração loxodrômica para descrever o comportamento do tendão. Nesta abordagem, o autor considera que no início do carregamento de flexão não há deslizamento relativo entre as camadas e a rigidez à flexão é muito elevada. Após atingir o momento de atrito interno, e conseqüentemente a curvatura crítica para início do escorregamento, inicia-se o deslocamento relativo entre as camadas e a rigidez à flexão diminui.

ESTRIER (1992) e SAEVIK (1992 e 2011) propuseram um modelo analítico, para cálculo das tensões e curvaturas nos tendões considerando que os tendões assumem inicialmente uma configuração loxodrômica e após o escorregamento entre as camadas passariam a uma configuração geodésica. SAEVIK (1992) propôs

também correções na formulação da curvatura normal do tendão na configuração loxodrômica. Observa-se que as equações propostas são aproximações como discutido por GONZALEZ *et al.* (2018).

MCIVER (1995) propôs um modelo de análise de flexão do duto flexível acoplado com análise axissimétrica, no qual não pressupõe um comportamento prévio do tendão e, segundo o autor, os resultados são bastante sensíveis ao coeficiente de atrito entre as camadas. FERET *et al.* (1995) propuseram um modelo para cálculo de tensões no tendão no qual também não pressupõe um comportamento pré-estabelecido do tendão.

WITZ & TAN (1992b) e KEBADZE & KRAINCANIC (1999) apresentaram modelos para determinar o comportamento histerético do duto flexível submetido à flexão. Apesar das especificidades de cada modelo, ambos distinguem a fase antes e depois da ocorrência de deslizamento entre as camadas. Na mesma linha, DONG *et al.* (2015) propuseram um modelo analítico para descrever a iniciação e progressão do escorregamento considerando que a conformidade tangencial da interface de contato entre camadas e as deformações cortantes das camadas contribuem para a mudança de rigidez antes do início do escorregamento. Nestes modelos, observa-se que a rigidez à curvatura e a relação momento-curvatura são altamente dependentes do fator de atrito entre as camadas. Sendo assim, a mudança de material do tendão de aço-carbono para compósito pode gerar mudança na magnitude do fator de atrito.

KUNPENG & CHUNYAN (2017) desenvolvem um modelo de análise das tensões nos tendões com objetivo de avaliar a relação momento-curvatura submetido à resposta irregular do duto flexível. Segundo os autores, a variação da rigidez à flexão durante a resposta irregular tem efeito significativo na tensão do tendão.

Diversos estudos também foram propostos considerando método de elementos finitos para análise de flexão de dutos flexíveis. Dentre os trabalhos citam-se: SAEVIK (1992 e 2011), CRUZ (1996), SOUSA (2005), ALFANO *et al.* (2009), PHAN *et al.* (2014), ZHANG *et al.* (2015).

4.2 Discussão sobre o modelo de flexão para duto flexível com armaduras de tração em material compósito

Para o duto flexível com armaduras de tração em material compósito transversalmente isotrópico com tendões de seção retangular, assentados no formato helicoidal sobre o corpo tubular formado pelas camadas internas, considera-se que

esta similaridade geométrica proporcione um comportamento semelhante às armaduras em aço carbono quando submetidas à flexão. Por outro lado, em virtude da diferença de comportamento do compósito em compressão e tração, o cálculo das tensões no tendão difere do tendão convencional em aço-carbono.

4.2.1 Configurações geométricas do tendão helicoidal num toro cilíndrico

Considerando o sistema de referência apresentado na Figura 4-2, num ponto P sobre o tendão fletido, serão desenvolvidas curvaturas e carregamentos que, a depender da intensidade e da força de atrito entre as camadas, poderão modificar seu ângulo de assentamento (α). Convenciona-se que a curvatura como positivo a curvatura normal e binormal na direção indicada na Figura 4-2.

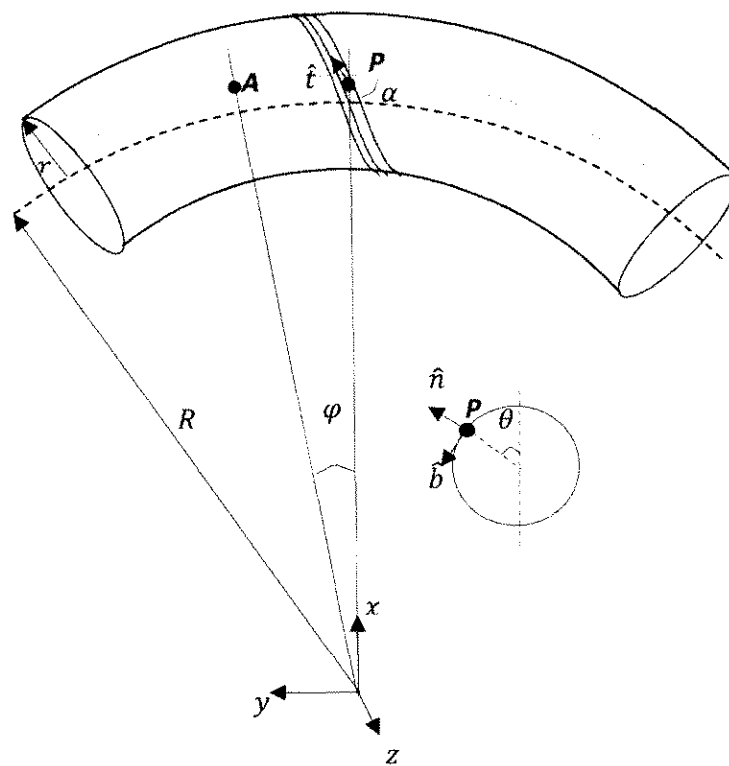


Figura 4-2 - Sistema de referência para análise geométrica do tendão sobre um toro cilíndrico, adaptado de FERET & MOMPLOT (1991).

No duto flexível de camadas não aderentes, os tendões podem vir a se mover lateralmente e longitudinalmente através do deslizamento das camadas. Ao ser fletido, o tendão está submetido às curvaturas normal e binormal, podendo assumir as configurações extremas definidas como (a) geodésica, quando ocorre o deslizamento livre entre as camadas e o tendão modifica seu ângulo de assentamento; e (b) loxodrômica, quando as forças de atrito impedem o deslizamento transversal das camadas e os tendões mantêm seu ângulo de assentamento, como ilustrado na Figura

4-3. O comportamento do tendão dependerá da curvatura aplicada, atrito e pressão de contato entre as camadas.

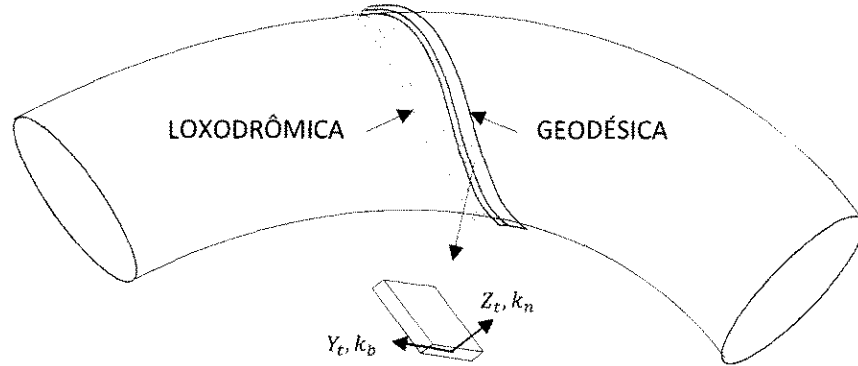


Figura 4-3 - Configurações do tendão helicoidal sobre superfície cilíndrica fletida, adaptado de SAEVIK (2011).

Configuração geodésica do tendão

A configuração geodésica representa a menor distância entre dois pontos sobre uma trajetória curva (GONZALEZ *et al.*, 2018). No duto flexível de camadas não aderentes, o tendão assume essa configuração quando seu deslocamento ocorre sem restrição. Para o tendão nesta configuração, diversas equações são propostas na literatura em função do ângulo de assentamento (α) e posição angular do tendão (θ), Figura 4-2. Neste trabalho consideram-se as curvaturas propostas por ESTRIER (1992) descritas abaixo:

$$\frac{k_n^{geod}(\theta, k)}{k_{crit}} = \cos^2 \alpha \cos \theta \cdot \frac{k}{k_{crit}} \cdot (3 + k_{crit} \cdot \cos^2 \alpha) \quad k \geq k_{crit} \quad (4.1)$$

$$\frac{k_b^{geod}(\theta, k)}{k_{crit}} = (1 + \sin^2 \alpha) \cdot \cos \alpha \cdot \sin \theta \quad k \geq k_{crit} \quad (4.2)$$

Onde k_{crit} é a curvatura crítica de escorregamento entre as camadas; e k é a curvatura. Observa-se que para o tendão assumir a configuração geodésica, a curvatura no tendão deve ser superior à crítica. As curvaturas indicadas nas equações (4.1) e (4.2) representam a curvatura acumulada.

Configuração loxodrômica do tendão

A configuração loxodrômica representa a trajetória que une dois pontos em uma superfície curva na qual o ângulo de partida mantém-se constante ao longo da trajetória. Isso significa que num duto flexível fletido, os tendões mantêm seu ângulo

de assentamento inicial, ou seja, as forças de atrito impedem o deslizamento lateral sobre as camadas adjacentes. Para representar a curvatura loxodrômica do tendão, consideram-se as equações proposta por ESTRIER (1992) e corrigidas por SAEVIK (1993, 2011):

$$\frac{k_n^{lox}(\theta, k)}{k_{crit}} = \cos^4 \alpha \cos \theta, \frac{k}{k_{crit}} \quad k < k_{crit} \quad (4.3)$$

$$\frac{k_b^{lox}(\theta, k)}{k_{crit}} = (1 + \sin^2 \alpha) \cos \alpha \sin \theta, \frac{k}{k_{crit}} \quad k < k_{crit} \quad (4.4)$$

Ao atingir a curvatura crítica, ocorre o escorregamento entre as camadas e a intensidade da curvatura normal aumenta passando ao comportamento geodésico. Na Figura 4-4 é ilustrado o comportamento da curvatura normal ponderada pela curvatura crítica.

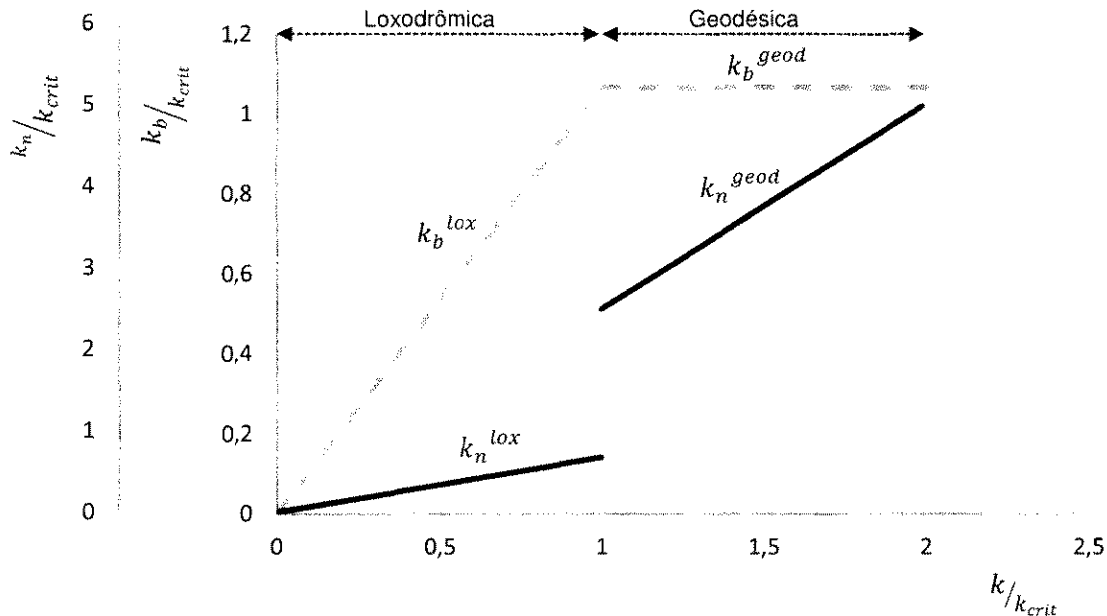


Figura 4-4 - Curvatura normal normalizada para posição angular 0° e curvatura binormal normalizada para posição angular de 90°

4.2.2 Comportamento do tendão em compósito com reforço unidirecional submetido à flexão

Considerando as curvaturas e o sistema de referência representado na Figura 4-5, a mudança de curvatura normal e binormal gera tensões longitudinais nos tendões (FERET & BOURNAZEL, 1986).

Considerando um tendão de seção retangular em compósito com reforço unidirecional de espessura h e largura b , no regime elástico submetido à flexão normal e ou binormal, conforme ilustrado na Figura 4-6, o módulo de elasticidade em compressão difere do módulo de elasticidade em tração. Em virtude desta diferença, a linha neutra não será centralizada na metade da espessura ou largura do tendão, como ocorre num material isotrópico. Contudo, a deformação ao longo da espessura ou largura, gerada pela flexão normal ou binormal aplicada, varia linearmente. Sendo k_n e k_b a curvatura normal e binormal respectivamente, a deformação será:

$$\varepsilon_n = Z_t \cdot k_n \quad (4.5)$$

$$\varepsilon_b = Y_t \cdot k_b \quad (4.6)$$

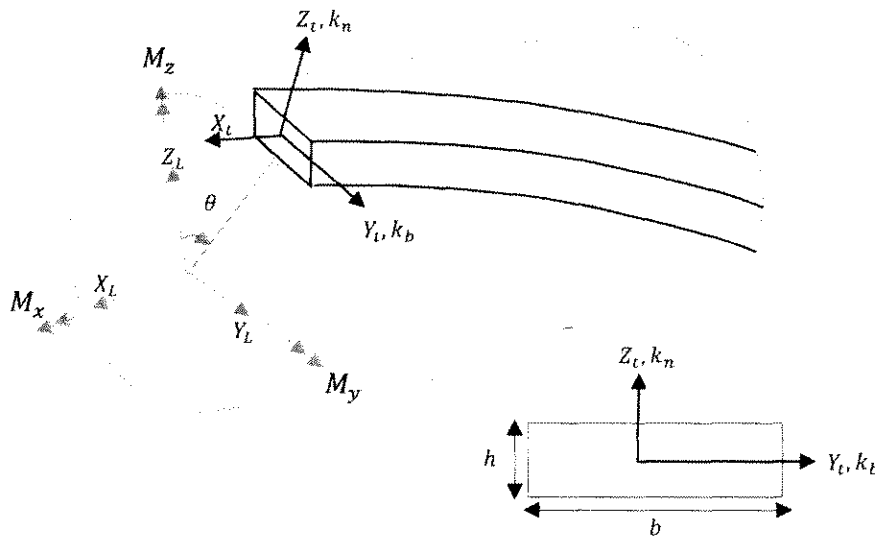


Figura 4-5 – Flexão atuante nos tendões da armadura do duto flexível submetido à flexão e sistema coordenado de referência, adaptado de SAEVIK (2011).

Considerando o tendão submetido à flexão normal, sendo h_2 e h_1 as espessuras abaixo e acima da linha neutra, Figura 4-6, respectivamente, a posição do eixo neutro é tal que:

$$\int \sigma dA = \int_{-h_2}^{h_1} \sigma \cdot b \cdot dz_t = \int_{-h_2}^0 E_1^C \cdot \varepsilon \cdot b \cdot dz_t + \int_0^{h_1} E_1^T \cdot \varepsilon \cdot b \cdot dz_t = 0 \quad (4.7)$$

Substituindo a equação (4.5) na equação (4.7), resultará:

$$\int_{-h_2}^0 E_1^C \cdot z \cdot k \cdot b \cdot dz_t + \int_0^{h_1} E_1^T \cdot z \cdot k \cdot b \cdot dz_t = 0$$

$$\frac{h_1}{h_2} = \sqrt{\frac{E_1^C}{E_1^T}} = \beta \quad (4.8)$$

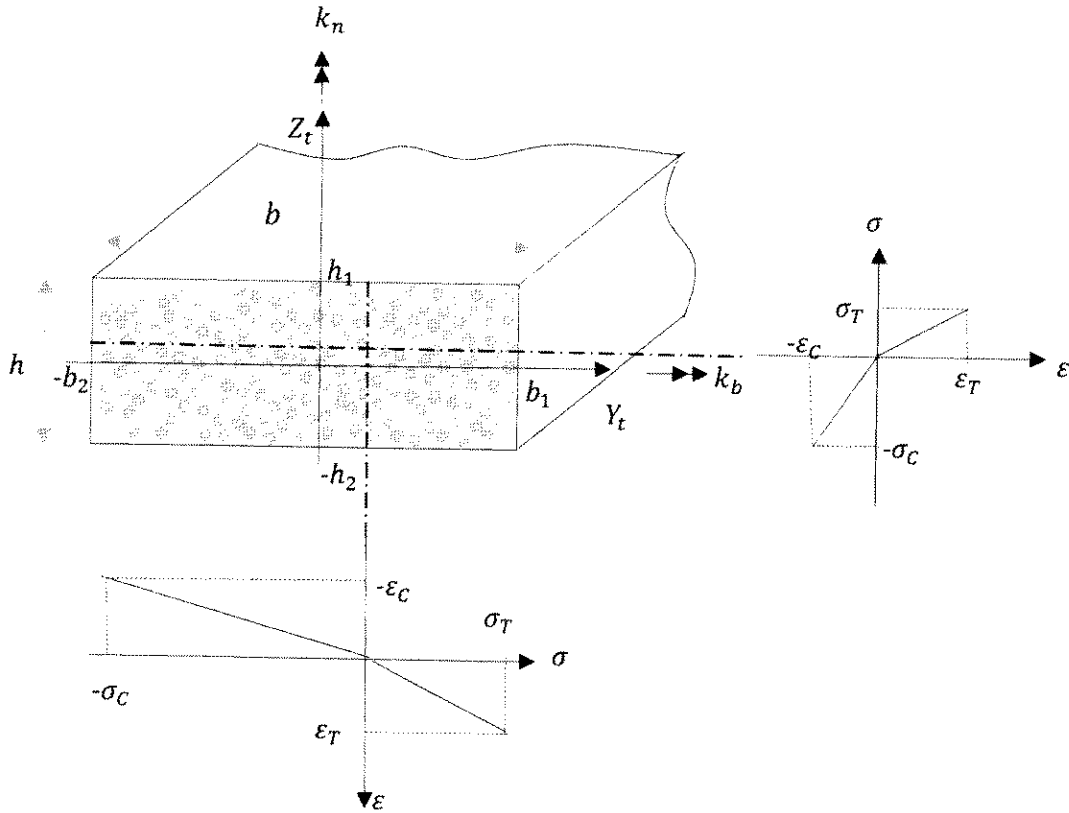


Figura 4-6 – Flexão de uma viga em compósito com reforços unidirecionais no regime elástico.

Sendo $|h_2| + h_1 = h$ e considerando a equação (4.8), a posição da linha neutra em função da espessura será:

$$h_1 = h \cdot \frac{\beta}{1 + \beta} \quad (4.9)$$

$$h_2 = h \cdot \frac{1}{1 + \beta} \quad (4.10)$$

Por se tratar de um compósito com reforços unidirecionais no regime elástico, a tensão ao longo da espessura também varia linearmente com a espessura, sendo nula na linha neutra e máxima nas fibras mais externas, sendo dadas por:

$$\sigma_1^{n,T} = E_1^T \cdot k_n \cdot h \cdot \frac{\beta}{1 + \beta} \quad (4.11)$$

$$\sigma_1^{n,C} = E_1^C \cdot k_n \cdot h \frac{1}{1 + \beta} \quad (4.12)$$

Considerando a flexão binormal, Figura 4-6, o posicionamento da linha neutra será similar à descrição apresentada nas equações (4.7) e (4.8), porém ao longo da largura do tendão, sendo descrita por:

$$b_1 = b \frac{\beta}{1 + \beta} \quad (4.13)$$

$$b_2 = b \frac{1}{1 + \beta} \quad (4.14)$$

A tensão ao longo da largura também varia linearmente, sendo máximas nas fibras próximas as extremidades, dadas por:

$$\sigma_1^{b,T} = E_1^T \cdot k_b \cdot b \frac{\beta}{1 + \beta} \quad (4.15)$$

$$\sigma_1^{b,C} = E_1^C \cdot k_b \cdot b \frac{1}{1 + \beta} \quad (4.16)$$

No compósito, a condição de variação linear da tensão com a espessura ou largura quando o tendão é submetido à flexão é válida quando consideramos compósito com reforços unidirecionais, transversalmente isotrópicos. Numa concepção de compósito laminado com reforços em diferentes direções a cada lâmina, a tensão ao longo da espessura não será linear (CHAWLA, 2013).

4.2.3 Resposta do duto flexível à flexão com armadura de tração em material compósito com reforços unidirecionais

Para avaliar a contribuição da flexão no cálculo das tensões no compósito, é realizado o cálculo das tensões máximas, utilizando as equações (4.11), (4.12), (4.15) e (4.16), em função da curvatura aplicada. Estas tensões são somadas levando em consideração sua natureza trativa ou compressiva. Este cálculo não leva em consideração o plano de ação da curvatura.

O atrito entre as camadas em compósito também vão gerar tensões nos tendões (FERET & MOMPLOT, 1991). Apesar de não explorado neste trabalho, e pouco explorado na literatura para dutos flexíveis com armaduras em compósito, estas tensões têm contribuição importante na tensão total no tendão e se somam as tensões geradas por flexão e por carregamentos axissimétricos.

Tabela 4-1- Resumo das equações de tensões máximas nas armaduras de tração geradas por flexão

CONFIGURAÇÃO DO TENDÃO	EQUAÇÃO
<p>CONFIGURAÇÃO GEODÉSICA</p> <p>$(k > k_{crit})$</p>	<p>Tensão normal</p> $\sigma_1^{n,T}(\theta, k) = E_1^T \cdot \cos^2 \alpha \cos \theta \cdot k \cdot h \frac{\beta}{1 + \beta} (3 + k_{crit} \cdot \cos^2 \alpha)$ $\sigma_1^{n,C}(\theta, k) = E_1^C \cdot 3 \cos^2 \alpha \cos \theta \cdot k \cdot h \frac{1}{1 + \beta} (3 + k_{crit} \cdot \cos^2 \alpha)$ <p>Tensão binormal</p> $\sigma_1^{b,T}(\theta) = E_1^T \cdot k_{crit} \cdot (1 + \sin^2 \alpha) \cdot \cos \alpha \cdot \sin \theta \cdot b \frac{\beta}{1 + \beta}$ $\sigma_1^{b,C}(\theta) = E_1^C \cdot k_{crit} \cdot (1 + \sin^2 \alpha) \cdot \cos \alpha \cdot \sin \theta \cdot b \frac{1}{1 + \beta}$
<p>CONFIGURAÇÃO LOXODRÔMICA</p> <p>$(k \leq k_{crit})$</p>	<p>Tensão normal</p> $\sigma_1^{n,T}(\theta, k) = E_1^T \cdot k \cdot \cos^4 \alpha \cdot \cos \theta \cdot h \frac{\beta}{1 + \beta}$ $\sigma_1^{n,C}(\theta, k) = E_1^C \cdot k \cdot \cos^4 \alpha \cdot \cos \theta \cdot h \frac{1}{1 + \beta}$ <p>Tensão binormal</p> $\sigma_1^{b,T}(\theta, k) = E_1^T \cdot k \cdot (1 + \sin^2 \alpha) \cdot \cos \alpha \cdot \sin \theta \cdot b \frac{\beta}{1 + \beta}$ $\sigma_1^{b,C}(\theta, k) = E_1^C \cdot k \cdot (1 + \sin^2 \alpha) \cdot \cos \alpha \cdot \sin \theta \cdot b \frac{1}{1 + \beta}$

A flexão também gerará tensões nas camadas poliméricas que podem ser calculadas considerando cascas cilíndricas isotrópicas. Contudo, a discussão deste trabalho é dedicada ao cálculo das tensões nas armaduras de tração em material compósito. As camadas intertravadas (armadura de pressão e carcaça), deslocamentos radiais, pressão de contato e tensão em fitas de fabricação e de reforço a compressão não são consideradas afetadas por flexão do duto. Neste contexto, a

resposta do tendão do duto flexível será a soma dos efeitos de flexão e cargas axissimétricas.

$$\sigma_{total}(\theta) = \sigma_{axis} \pm \sigma_{flex}^N(\theta) \pm \sigma_{flex}^B(\theta) + \sigma_{atrito}(\theta) \quad (4.17)$$

Observa-se que existem também tensões geradas por outros aspectos secundários, tais como, efeitos térmicos (CHAWLA, 2013).

4.3 Estudo de caso

Considerando as equações para tensões normal e binormal em função da curvatura dos tendões de acordo com a configuração loxodrômica ou geodésica, descritas na Tabela 4-1, foi verificado o comportamento da tensão gerada pela flexão do tendão em compósito.

Para fins de estudo de sensibilidade, são assumidos dois níveis de curvatura (k), Tabela 4-2, e a curvatura crítica de $0,035 \text{ m}^{-1}$. Para curvaturas inferiores a curvatura crítica, considera-se que o tendão assume a configuração loxodrômica e para curvaturas superiores a crítica, a configuração geodésica é assumida.

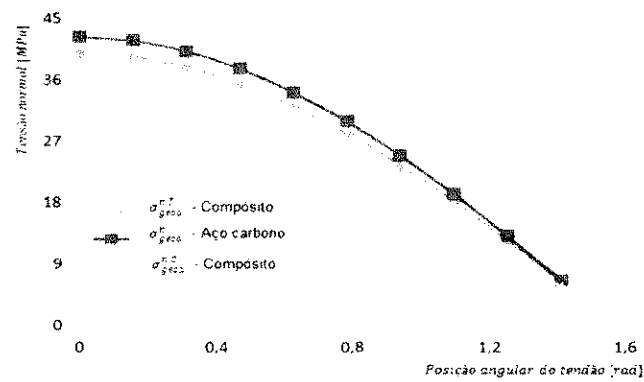
Tabela 4-2 - Níveis de curvatura (m^{-1})

CURVATURA		CURVATURA CRÍTICA
BAIXA	ALTA	
0,005	0,04	0,035

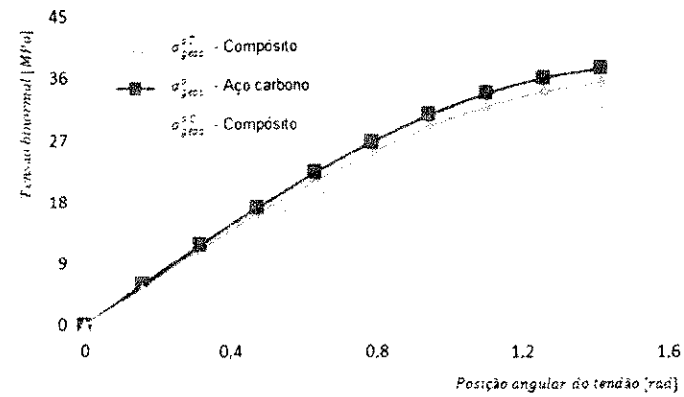
Considerando o tendão em aço carbono, o módulo de elasticidade em tração e compressão são iguais, com isso a relação β será igual a 1. Esta aproximação é utilizada para comparar as tensões geradas flexão em tendões em compósito e em aço carbono.

4.3.1 Resultados

A rotina de cálculo das tensões foi desenvolvida no Matlab R2016b®. Na Figura 4-7 e na Figura 4-8, são esboçadas as curvas das tensões normais e binormais para configuração loxodrômica e geodésica para o compósito e aço carbono.

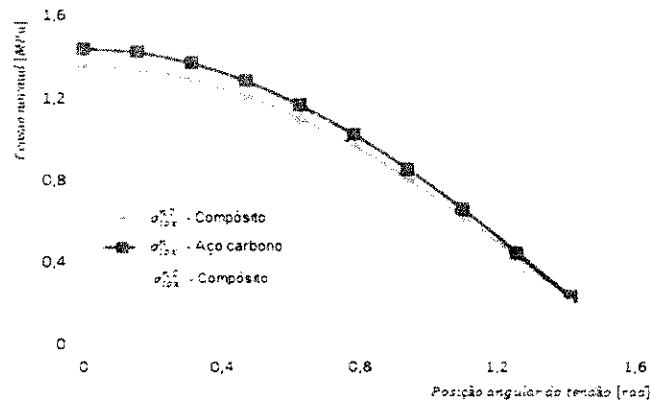


(a)

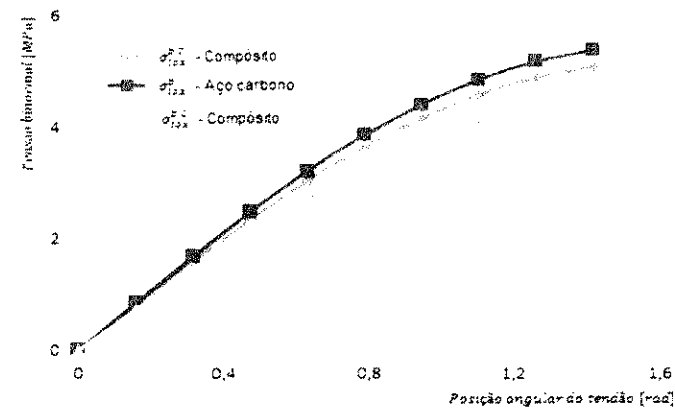


(b)

Figura 4-7 - Tensões geradas por flexão para configuração geodésica. (a) Tensões normais. (b) Tensões binormais.



(a)



(b)

Figura 4-8 - Tensões geradas por flexão para configuração loxodrômica. (a) Tensões normais. (b) Tensões binormais.

Em virtude da geometria construtiva, o comportamento à flexão dos tendões em compósito com reforços unidirecionais assemelha-se ao duto flexível convencional. A principal diferença observada está associada à posição da linha neutra que se desloca em virtude da diferença de módulo de elasticidade em tração e compressão e por consequência as amplitudes das tensões máximas em tração e compressão são diferentes.

Num caso hipotético, no qual o fator de atrito considerando no estudo seja representativo para tendões em compósito e em aço carbono, observa-se que a magnitude das tensões por flexão no aço carbono é superior às tensões no compósito. Este resultado é observado em virtude do deslocamento da linha neutra, como discutido no item 4.2.2. Bem como, a menor magnitude do módulo de elasticidade do compósito comparado ao aço carbono.

Outro aspecto importante é o dimensional do tendão. Apesar de ser considerado um tendão compósito com dimensional similar ao tendão em aço carbono (perfil retangular de 5 mm x 12 mm), o uso do compósito permitirá reduzir o dimensional do tendão, influenciando nas tensões geradas por flexão.

O uso de dutos flexíveis com tendões em material compósito é pouco referenciado na literatura e dados, tais como fator de atrito entre camadas, são pouco conhecidos. O fator de atrito é um parâmetro de significativa influência e sua investigação demanda realização de testes, sendo um ponto importante para aprofundamento futuro, assim como, as tensões de atrito e efeitos de não uniformidades superficiais que possam gerar concentradores de tensões.

Apesar de não explorado neste trabalho, se levarmos em conta o plano de ação da curvatura, o que é coerente em virtude do momento de atrito interno tender a alinhar-se com o plano de ação da curvatura, é necessário uma abordagem adaptando o cálculo das tensões nos tendões ao vetor de curvatura. A vantagem em considerar o plano de ação da curvatura é obter uma melhor estimativa das tensões nos tendões.

Capítulo 5

Análise de falha em materiais compósitos

5.1 Degradação de material compósito aplicado às armaduras de tração

No duto flexível convencional, o processo de degradação das armaduras em aço-carbono, desconsiderando fadiga, é regido por processos corrosivos que podem gerar perda de massa do tendão, ou formação de trincas associadas à combinação do meio corrosivo e tensão (GENTIL, 1996). Em geral, o dióxido de carbono e o sulfeto de hidrogênio são os contaminantes principais que atuam no processo corrosivo por estarem comumente presentes no hidrocarboneto produzido e permearem através da barreira de pressão para o anular do duto flexível. Há outros componentes, tais como hidrogênio produzido pela proteção catódica, oxigênio e cloreto presentes na água do mar, que também podem contribuir para o processo corrosivo (API SP 17J, 2014).

Em testes realizados no material compósito formado por reforços unidirecionais em fibra de carbono e matriz em resina termofixa, foi verificada melhor resistência, quando exposto aos elementos corrosivos presentes na produção de hidrocarbonetos, comparada ao aço carbono. DO & LAMBERT (2012) e DO *et al.* (2013) investigaram o comportamento das propriedades deste compósito em diferentes condições de corrosividade estabelecidas pela combinação de água do mar e água destilada, dióxido de carbono e sulfeto de hidrogênio a diferentes temperaturas, equiparáveis à condição prevista no anular do duto flexível. Nestes estudos, observa-se que a tensão de ruptura do compósito sofre pouca variação com a mudança de pH e com a presença de sulfeto de hidrogênio numa mesma temperatura, como ilustrado na Figura 5-1. Por outro lado, na Figura 5-2 observa-se que a tensão de ruptura é afetada pela presença de água e aumento da temperatura. Segundo os autores, o compósito apresenta boa resistência ao ambiente corrosivo, contudo, apresenta um processo de degradação associado ao aumento de peso, como ilustrado na Figura 5-3, quando exposto à água, sendo acelerado com o aumento de temperatura.

Considerando que a variável temperatura tem maior influência na degradação das propriedades mecânicas do compósito, para o desenvolvimento deste trabalho, propõe-se, a partir de uma aproximação exponencial das curvas apresentadas por DO *et al.* (2013), a equação (5.1) com objetivo de representar o decaimento das

propriedades do compósito imerso em água em função do tempo em horas (t) e da temperatura em graus Celsius (T). O parâmetro d é utilizado para melhor ajuste da curva de acordo com a temperatura, sendo considerado 1,4 para 60°C e 80°C; 1,53 para 100°C e 1,63 para 110°C.

$$f_d(h, T) = (-6 \cdot 10^{-3} \cdot \log_{10}(h) + 1) \cdot e^{-\frac{T^3 \cdot h^d}{2.623 \cdot 10^{13}}} \quad (5.1)$$

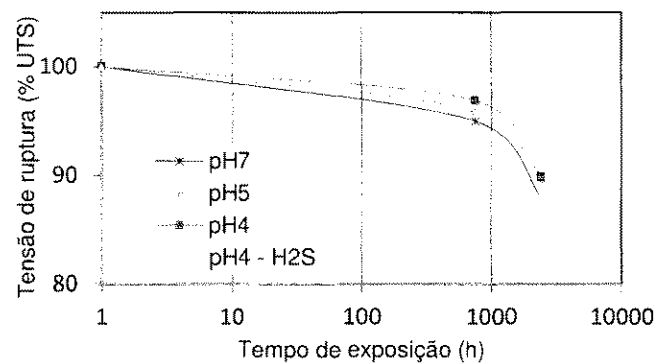


Figura 5-1 - Diminuição da tensão de ruptura do compósito com fibras unidirecionais (fibra de carbono e matriz epóxi) exposto a diferentes meios corrosivos à temperatura de 110°C, adaptado de DO *et al.* (2013)

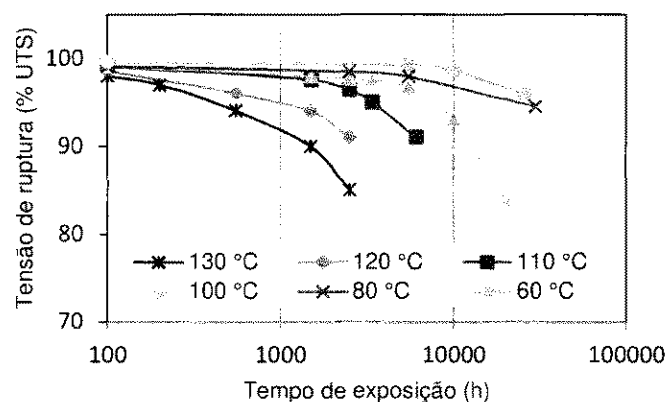


Figura 5-2 – Diminuição da tensão de ruptura do compósito com fibras unidirecionais (fibra de carbono e matriz epóxi) exposto à água em diferentes temperaturas, adaptado de DO *et al.* (2013)

O material compósito também apresenta mudança em suas propriedades mecânicas em virtude da aplicação de carregamentos que geram o desenvolvimento de falhas intrínsecas na matriz, na fibra ou na interface matriz-fibra. Este comportamento foi estudado em diversos trabalhos tais como: LAWS *et al.* (1983), DVORAK *et al.* (1985), CARLSSON & PIPES (1987), NUISMER & TAN (1988 e 1989), MAIMI *et al.* (2007), RIBEIRO *et al.* (2012), ZHAO *et al.* (2015). A degradação gerada

pelos esforços aplicados se adiciona à degradação gerada pelo envelhecimento do compósito pela exposição à água e temperatura principalmente.

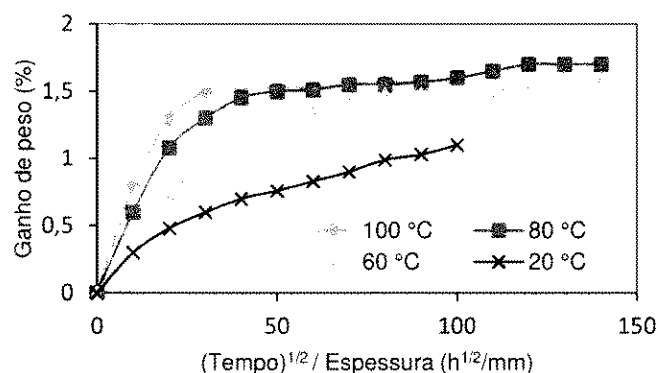


Figura 5-3 – Absorção de água do compósito com fibras unidirecionais (fibra de carbono e matriz epóxi) exposto a diferentes temperaturas, adaptado de DO & LAMBERT (2012).

O dano pode ser interpretado como sendo a formação de microcavidades no interior do compósito, e estas regiões danificadas não contribuem para suportar os esforços aplicados ao material (KACHANOV, 1999). A formação de danos depende do histórico de carregamento, propriedades e morfologia do compósito, processo de fabricação e envelhecimento.

MAIMI *et al.* (2007) afirmam que a interface fibra-matriz é fraca e, em geral, a ruptura desta interface é o primeiro mecanismo de falha a ocorrer. Também destacam que nesta interface a temperatura gera uma tensão térmica em virtude da diferença entre os coeficientes de dilatação térmica da matriz e da fibra. Nesta mesma linha, a DNV-OS-C501 (2013) indica sequências típicas de falha no compósito. No geral, o processo é iniciado pela formação de microcavidades na matriz, seguida pela quebra da interface matriz-fibra e culmina na ruptura da fibra.

Do ponto de vista da análise de falha no material compósito, a DNV-OS-C501 (2013) descreve 4 métodos: análise progressiva; linear não degradada; linear degradada e degradação em duas fases não lineares. Na Tabela 5-1, são sumarizadas as características de cada método e os mecanismos de falha possíveis de serem detectados.

A análise de degradação progressiva é capaz de detectar a inicialização da falha, evolução até colapso da estrutura, e por consequência é mais complexa. Os métodos de análise linear degradado, não degradado e em duas etapas não permitem

o acompanhamento da evolução da falha, contudo são bastante úteis para verificação direta do colapso estrutural do compósito.

Tabela 5-1 – Métodos de análise de compósito, adaptado de DNV-OS-C501 (2013)

Método	Propriedades		Falha detectada	
	Degradação do Material	Carregamento	Falha na fibra	Falha na matriz
Degradação progressiva	Degradação em etapas	Aumento do carregamento em etapas	Sim	Sim
Linear não degradada	Sem degradação	Valor extremo	Sim	Apenas a primeira ocorrência
Linear degradada	Material degradado, exceto módulo de elasticidade na direção da fibra (E_1).	Valor extremo	Sim	Não (considera que a falha na matriz já ocorreu)
Duas etapas	Sem degradação na primeira etapa e material degradado, exceto módulo de elasticidade na direção da fibra (E_1), na segunda etapa.	Valor extremo	Sim	Apenas a primeira ocorrência

5.2 Mecanismo de falha do compósito com reforços unidirecionais

No material compósito, o processo de falha envolve diversos mecanismos que são desenvolvidos em microescala e evoluem para o colapso da estrutura. Como apresentado na Figura 5-4 proposta por RIBEIRO *et al.* (2012), o comportamento inelástico da matriz polimérica pode gerar pequenas trincas localizadas na matriz (mecanismo 5); a fragilidade da ligação matriz-fibra propicia a dissociação desta ligação (mecanismo 3) e em caso de ruptura da fibra (mecanismo 4), ocorrerá remoção da fibra do interior da matriz (mecanismo 1). Por outro lado, quando a ligação matriz-fibra é forte, os danos na matriz geram um processo chamado “*Fiber bridging*” (mecanismo 2).

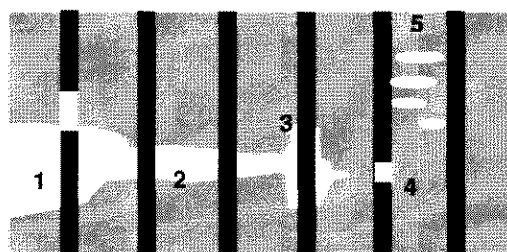


Figura 5-4 - Mecanismos de falha no compósito (RIBEIRO *et al.*, 2012)

A propagação dos danos e conexão entre eles gerará os danos numa escala macro (DANIEL & ISHAI, 1994). Numa escala macro, são identificados cinco modos de falha: ruptura da fibra em carregamentos trativos; ruptura da fibra em

carregamentos compressivos; ruptura da matriz em carregamentos trativos, ruptura da matriz em carregamento compressivo e ruptura do compósito submetido a carregamentos cortantes.

Submetido a carregamentos longitudinais trativos, os danos na fibra são iniciados pela ruptura isolada de fibras em zonas fracas. As rupturas localizadas induzem trincas na matriz e quebra da ligação matriz-fibra. Com o aumento do carregamento longitudinal, mais fibras falham levando ao colapso da estrutura (DANIEL & ISHAI, 1994). Do ponto de vista macroscópico, em cargas longitudinais trativas é observada a ruptura no plano perpendicular à direção da fibra.

Em carregamentos compressivos, o compósito inicia falha através da flambagem, seguida pela dobra da fibra, trinca da matriz e quebra da ligação matriz-fibra (FLECK & LIU, 2001), (WASS & SCHULTHEISZ, 1996). O aumento do carregamento compressivo induz a múltiplas rupturas da fibra e o comportamento do compósito submetido a carregamentos compressivos longitudinais é influenciado pelas restrições laterais. Não havendo restrição lateral, a resistência do compósito a carregamentos compressivos tende a diminuir após a falha, curva I da Figura 5-5, enquanto que havendo restrições laterais a resistência tende a aumentar após a falha, curva II da Figura 5-5 (ZHAO *et al.*, 2015).

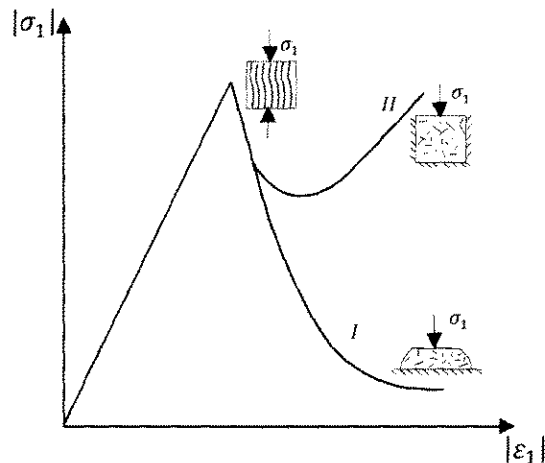


Figura 5-5 - Comportamento do compósito a carga compressiva (ZHAO *et al.*, 2015)

As falhas na matriz por carregamentos trativos e compressivos e a falha no compósito por carregamentos cortantes formam trincas paralelas à fibra em escala macroscópica, chamada de danos interfibras (PUCK & SCHURMANN, 2002) (KNOPS, 2008). Submetido a carregamentos transversais e/ou cortantes, a propagação e conexão de falhas internas tais como quebras da conexão fibra-matriz, regiões ricas

página 61
ausente da
encadernação

longitudinais não há uma falha uniforme no plano perpendicular à direção da fibra, há a formação de falhas não uniformes, chamadas de “banda de danos”. Estes danos não ocorrem apenas na fibra por ruptura, flambagem ou dobra, mais também resultam em trincas na matriz e quebra da ligação matriz-fibra. Por consequência a falha nas fibras degradam as propriedades do compósito na direção fibra dominante e matriz dominante (ZHAO *et al.*, 2015).

Com a mudança das propriedades transversais, a distribuição das tensões no compósito será modificada e, com aumento do carregamento, é esperada a evolução do dano. Observa-se que, do ponto de vista estrutural na aplicação do compósito em armaduras de tração, no compósito com reforço unidirecional, a fibra é responsável por suportar esforços axiais. Portanto, a detecção da falha na fibra representa o colapso da estrutura.

5.3.1 Regras para degradação de propriedades

As regras de degradação das propriedades podem ser expressas de duas maneiras: degradação abrupta ou degradação gradual.

A degradação abrupta considera a degradação total das propriedades do compósito associadas à falha inicializada. Enquanto que a degradação gradual segue uma função de degradação das propriedades associadas à falha inicializada.

Na DNV-OS-C501 (2013) é indicada, como estimativa conservativa, a degradação abrupta das propriedades transversais em decorrência de falhas na matriz ou falha interfibras. Por outro lado, o critério de degradação gradual das propriedades é mais representativo do comportamento real. Todavia, a parametrização de uma função que represente o estado do dano requer modelagem da falha e validação através de testes experimentais. Na Tabela 5-2, são apresentadas as propriedades degradadas de forma abrupta em virtude de falhas iniciadas na matriz.

Tabela 5-2 - Propriedades degradadas no compósito em virtude de falha da matriz, adaptado de DNV-OS-C501 (2013)

FALHA NA MATRIZ DEVIDO À TENSÃO	MUDANÇA NAS PROPRIEDADES
Tensão transversal (σ_2)	$E_2 = \nu_{12} = 0$
Tensão cortante (τ_{12})	$G_{12} = \nu_{12} = 0$

Para regra de degradação gradual das propriedades, é proposta, na literatura, a introdução de funções de dano que associam as tensões ou deformações de falha

obtidas experimentalmente com as tensões ou deformações atuantes no compósito num dado estado de carregamento. A correlação entre as funções de dano e degradação das propriedades do material dependem da natureza do carregamento e tipo de falha inicializada. Nesta linha de estudo, MAIMI *et al.* (2007) e ZHAO *et al.* (2015) propõem modelos para funções de danos.

Nos resultados dos estudos abordados neste trabalho, utiliza-se a degradação abrupta das variáveis como proposto pela DNV-OS-C501 (2013). A degradação gradual, apesar de melhor representar o comportamento do compósito, não foi explorada em virtude da necessidade de realização de testes experimentais para uma correta modelagem de uma função de dano.

Para levar em consideração a degradação observada pela exposição do compósito à água e temperatura, como ilustrado nas Figura 5-1 a Figura 5-3, propõe-se considerar, como valores iniciais, para os parâmetros do compósito, suas propriedades previstas no fim de vida, ou seja, depois de degradadas pela água do mar e temperatura no período operacional de projeto. Esta estimativa pode ser realizada através da equação (5.1), na qual se estima o fator de decaimento das propriedades mecânicas em função do tempo de exposição à água e temperatura. Esta alternativa é em favor da segurança, uma vez que, permite verificar a resistência do compósito a carregamentos já na sua condição mais degradada.

5.3.2 Critérios de falha em compósito com reforços unidirecionais

Diversos critérios de falha são estudados na literatura com intuito de prever a falha do compósito de acordo com o estado de tensão e deformação. Contudo, os critérios de falha em geral são dedicados a prever determinados mecanismos de falha em detrimento de outros, ou seja, ora são empenhados a estimar a ruptura da estrutura do compósito sem levar em consideração a iniciação da falha na matriz, na interface fibra-matriz e sua evolução, ou ora detectam a falha na matriz sem identificar a ruptura da estrutura.

Os critérios de falhas visam a verificar se algum mecanismo de falha foi inicializado, tal como observado na Figura 5-7, que ilustra a formação de trincas na matriz epóxi e a quebra da ligação matriz-fibra. A distinção entre os diferentes modos de falha é importante quando as análises prosseguem além da fase de iniciação do dano. Por outro lado, quando se utiliza uma abordagem baseada apenas na detecção da falha, a distinção entre os diferentes mecanismos de falha não é relevante.

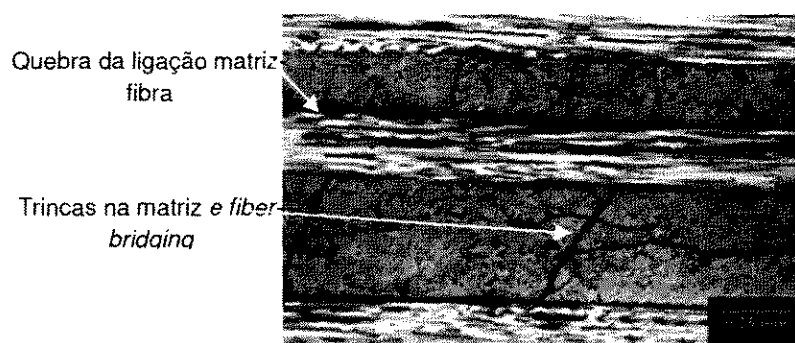


Figura 5-7 - Inicialização de danos no compósito de fibra de carbono-epóxi observados em microscópio por TARPANI *et al.* (2006)

Os critérios de falha de compósitos presentes na literatura são representados por expressões matemáticas envolvendo o estado de tensão e os limites máximos de tensão e deformação do material. Do ponto de vista de associação do critério ao mecanismo de falha do compósito, os critérios de falha podem ser classificados em dois grupos:

- Fenomenológicos, os quais consideram a heterogeneidade do material e prevê a possibilidade de ocorrência de mecanismos de falha diferentes (máxima tensão, máxima deformação, critério de Puck, Hashin, Hashin-Rotern).
- Não fenomenológicos, voltados à avaliação de ruptura do material (critérios polinomiais quadráticos: Tsai-Wu, Tsai-Hill, Hoffman).

Na sequência, são apresentados critérios de falha baseados no sistema de referência ilustrado na Figura 5-8, os quais consideram o compósito homogêneo e suas propriedades não variam ponto a ponto.

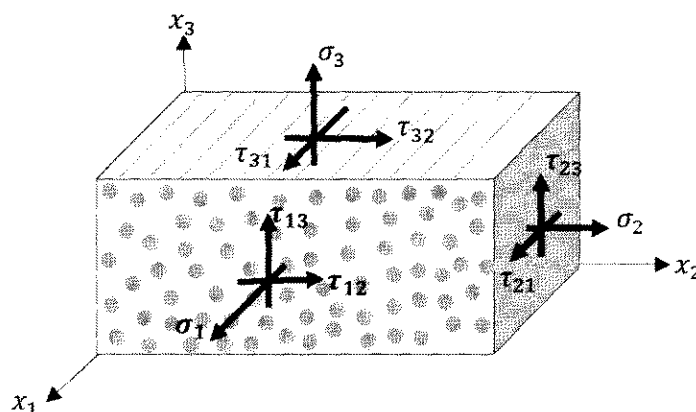


Figura 5-8 - Sistema de referência para estado de tensão do compósito com reforços unidirecionais

Critérios fenomenológicos

Critério da máxima tensão

A ocorrência da falha é estabelecida quando pelo menos uma das componentes de tensão no sistema de coordenadas principais é superior à máxima tensão admissível em condição de carregamento trativo ou compressivo (DANIEL & ISHAI, 1994). A função de falha é descrita como:

$$f = \max \left(\left| \frac{\sigma_1}{X_1} \right|, \left| \frac{\sigma_2}{X_2} \right|, \left| \frac{\tau_{12}}{X_{12}} \right| \right) \quad (5.2)$$

$$\sigma_{1,2} \geq 0 \rightarrow X_{1,2} = X_{1,2}^T; \quad \sigma_{1,2} < 0 \rightarrow X_{1,2} = X_{1,2}^C;$$

As deformações e tensões máximas $e_{1,2}$ e $X_{1,2}$, X_{12} , respectivamente, utilizadas nas funções de falha, são valores obtidos por testes experimentais para caracterização do compósito. Estes testes são realizados seguindo procedimentos padronizados baseados na norma ASTM, como discutido no apêndice C da DNV-OS-C501 (2013).

Critério da máxima deformação

A falha é estabelecida quando pelo menos uma das componentes de deformação no sistema de coordenadas principais é igual ou superior à máxima deformação admissível (DANIEL & ISHAI, 1994). A função de falha é descrita como:

$$f = \max \left(\left| \frac{\varepsilon_1}{e_1} \right|, \left| \frac{\varepsilon_2}{e_2} \right|, \left| \frac{\gamma_{12}}{e_{12}} \right| \right) \quad (5.3)$$

$$\varepsilon_{1,2} \geq 0 \rightarrow e_{1,2} = e_{1,2}^T; \quad \varepsilon_{1,2} < 0 \rightarrow e_{1,2} = e_{1,2}^C;$$

Critério de Hashin-Rotern (HASHIN & ROTERN, 1973)

Este critério foi desenvolvido para compósito com camada de reforço unidirecional e apresentou umas das primeiras abordagens de análise de falha em compósito diferenciando falha na matriz e na fibra. Considera a falha da fibra devido a esforços axiais e a falha da matriz gerada por cargas transversais e cortantes.

A função de falha na direção das fibras para cargas compressivas e trativas é similar ao critério de máxima tensão:

$$f_f = \left| \frac{\sigma_1}{X_1} \right| \quad (5.4)$$

$$\sigma_1 \geq 0 \rightarrow X_1 = X_1^T; \quad \sigma_1 < 0 \rightarrow X_1 = X_1^C;$$

Para a matriz, a função de falha é descrita para carregamentos trativos e compressivos como sendo:

$$f_m = \left(\frac{\sigma_2}{X_2}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{X_{12}}\right)^2 \quad (5.5)$$

$$\sigma_2 \geq 0 \rightarrow X_2 = X_2^T; \quad \sigma_2 < 0 \rightarrow X_2 = X_2^C;$$

Critério de Hashin (HASHIN, 1980)

HASHIN (1980) propôs a modificação da formulação das funções de falha da fibra e matriz propostas anteriormente em HASHIN & ROTERN (1973). Para fibra submetida a carregamentos trativos, a função de falha foi modificada para uma função quadrática considerando a contribuição das tensões axial e cortantes.

$$f_f = \left|\frac{\sigma_1}{X_1^C}\right|, \quad \sigma_1 < 0 \quad (5.6)$$

$$f_f = \left(\frac{\sigma_1}{X_1^T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{X_{12}}\right)^2, \quad \sigma_1 \geq 0 \quad (5.7)$$

Para a matriz submetida a carregamentos compressivos, a função de falha foi modificada. Para carregamentos transversais trativos a função de falha foi mantida, equação (5.5), proposta por HASHIN & ROTERN (1973).

$$f_m = \left(\frac{\sigma_2}{2X_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{X_{12}}\right)^2 + \left[\left(\frac{X_2^C}{2X_{12}}\right)^2 - 1\right] \frac{\sigma_2}{|X_2^C|}, \quad \sigma_2 < 0 \quad (5.8)$$

Critério de Puck (PUCK & SCHURMANN, 2002) (PUCK et al., 2002a e 2002b)

Desde sua primeira formulação de critério de falha para compósitos com reforço unidirecional, foi proposta uma função de falha dependente dos carregamentos longitudinais, e a função de falha para matriz associada a carregamentos transversais e cortantes.

Para falha na fibra e na matriz foi proposto:

$$f_f = \left|\frac{\sigma_1}{X_1}\right| \quad (5.9)$$

$$\sigma_1 \geq 0 \rightarrow X_1 = X_1^T; \quad \sigma_1 < 0 \rightarrow X_1 = X_1^C;$$

$$f_m = \frac{\sigma_2^2}{X_2^T |X_2^C|} + \left(\frac{\tau_{12}}{X_{12}} \right)^2 + \left(\frac{1}{X_2^T} + \frac{1}{|X_2^C|} \right) \sigma_2 \quad (5.10)$$

Todavia, baseado em resultados experimentais, PUCK & SCHURMANN (2002) e PUCK *et al.* (2002a e 2002b) desenvolveram um estudo mais elaborado para critério de falha na matriz distinguindo a falha em modos A, B e C, chamados de falha interfibras. Ademais, estabeleceram o conceito do plano de ação que representa o plano de fratura da matriz.

Pelo critério de falha interfibras, a ruptura da matriz ocorre de acordo com a combinação da magnitude dos carregamentos transversais e cortantes e sua natureza trativa ou compressiva. Na Figura 5-9, observa-se a diferenciação entre os modos A, B e C, de acordo com a natureza do carregamento transversal, e, por consequência, o ângulo do plano de fratura previsto. Estes modos de falha diferenciam-se pelas seguintes características:

- MODO A: As tensões transversal σ_2 e cortante τ_{12} agem sozinhas ou combinadas num mesmo plano e as superfícies de fratura são separadas uma da outra devido à natureza trativa das tensões atuando na direção de separação das superfícies de fratura. Do ponto de vista macroscópico, este modo de falha gera a degradação de E_2 e do módulo cortante G_{12} .

- MODO B: A fratura é causada pela tensão cortante τ_{12} e ocorre no plano de ação da tensão cortante τ_{12} . Em contraste com modo A, a tensão transversal σ_2 que atua no plano de falha simultaneamente com τ_{12} é de natureza compressiva. Sendo assim, as superfícies de fratura não se separam, são pressionadas uma contra a outra. Do ponto de vista macroscópico, a degradação de E_2 e G_{12} são inferiores ao do modo A.

- MODO C: Se a razão entre tensão cortante e transversal, ambas compressivas, excede 0,4, o plano de ação ocorrerá num plano inclinado θ_{fp} . O ângulo de fratura aumenta de acordo com o estado de tensão visto pelo compósito (σ_2 , τ_{12}) de 0° até o limite de 54°, que representa pura tensão compressiva transversal ($\tau_{12}=0$). O modo C implica no risco de delaminação.

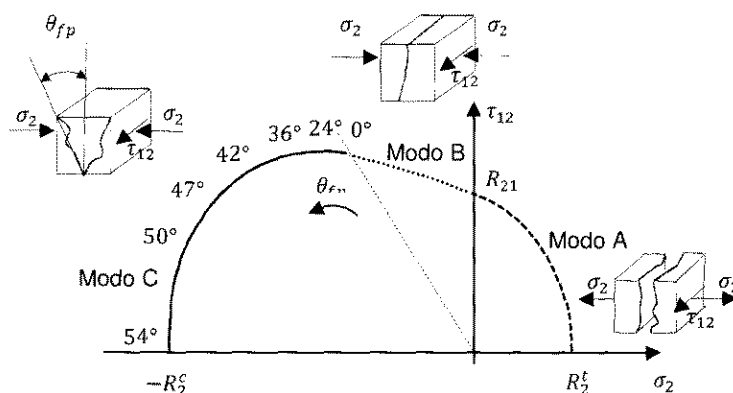


Figura 5-9- Representação dos modos de falha A, B e C na matriz no plano $\sigma_2 \times \tau_{12}$. proposta por PUCK & SCHURMANN (2002).

Critérios não fenomenológicos (critérios quadráticos)

Nos critérios quadráticos, a função de falha combina os componentes de tensão numa única expressão polinomial de segundo grau da forma:

$$f = F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{33}\sigma_3^2 + F_{44}\tau_{23}^2 + F_{55}\tau_{13}^2 + F_{66}\tau_{12}^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 + 2F_{23}\sigma_2\sigma_3 + 2F_{13}\sigma_1\sigma_3 + F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 + F_3\sigma_3 \quad (5.11)$$

Geralmente, a diferença entre os vários critérios quadráticos consiste na determinação dos coeficientes F_{ij} e F_i .

Os critérios apresentados como quadráticos são utilizados para determinar a falha no compósito. Falhas locais na matriz não são avaliadas.

Critério de Tsai-Wu (TSAI & WU, 1971)

Critério considera a interação entre as tensões e a função de falha não diferencia a natureza do carregamento trativo ou compressivo, sendo descrita por:

$$f = \frac{\sigma_1^2}{X_1^T |X_2^C|} + \frac{\sigma_2^2}{X_2^T |X_1^C|} + \frac{\tau_{12}^2}{X_{12}^2} + \left(\frac{1}{X_1^T} - \frac{1}{|X_2^C|} \right) \sigma_1 + \left(\frac{1}{X_2^T} - \frac{1}{|X_1^C|} \right) \sigma_2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 \quad (5.12)$$

A determinação dos parâmetros F_{12} está associada à realização de testes biaxiais, os quais são bastante complexos. Diversos estudos discutem aproximações dos parâmetros F_{12} em termos do esforço uniaxial. TSAI & HAHN (1980) propõem

descrever estes parâmetros como:

$$F_{12}^* = \frac{F_{12}}{\sqrt{F_{11}F_{22}}}$$

Para assegurar que o critério delimita uma superfície de falha fechada, os valores dos coeficientes F_{XY}^* devem ser limitados ao intervalo de -1 a 1. A DNV-OS-C501 (2013) indica que esses parâmetros devem ser obtidos experimentalmente. Alternativamente, valores entre 0 e -0,5 podem ser escolhidos como referência. TSAI & HAHN (1980) propõem como referência $F_{12}^* = -0,5$.

Critério de Tsai-Hill (TSAI & HILL, 1965)

O critério foi desenvolvido baseado na modificação do critério de escoamento de Von Mises para materiais isotrópicos. Os coeficientes são determinados de acordo com a condição de carregamento trativo ou compressivo. A função de falha para um compósito no estado plano de tensão é descrita por:

$$f = \left(\frac{\sigma_1}{X_1}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{X_2}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{X_{12}}\right)^2 - \frac{\sigma_1\sigma_2}{X_1^2} \quad (5.13)$$

$$\sigma_{1,2} \geq 0 \rightarrow X_{1,2} = X_{1,2}^T; \quad \sigma_{1,2} < 0 \rightarrow X_{1,2} = X_{1,2}^C;$$

Critério de Hoffman (HOFFMAN, 1967)

Propõe um critério semelhante ao de Tsai-Wu (TSAI & WU, 1971), contudo definiu os parâmetros biaxiais F_{12} em função de esforços uniaxiais, da seguinte forma:

$$F_{12} = -\frac{1}{2 \cdot X_1^T X_1^C} \quad (5.14)$$

A função de falha para um estado biaxial de tensões é descrita como sendo:

$$f = \frac{\sigma_1^2}{X_1^T |X_2^C|} + \frac{\sigma_2^2}{X_2^T |X_1^C|} + \frac{\tau_{12}^2}{X_{12}^2} + \left(\frac{1}{X_1^T} - \frac{1}{|X_2^C|}\right) \sigma_1 + \left(\frac{1}{X_2^T} - \frac{1}{|X_1^C|}\right) \sigma_2 - \frac{1}{2 \cdot X_1^T |X_2^C|} \sigma_1 \sigma_2 \quad (5.15)$$

Observa-se que as funções de falha descritas são aplicáveis a um estado biaxial de tensões.

5.4 Método proposto para análise de falha do tendão em compósito

Considerando as discussões e equações apresentadas nos tópicos anteriores, para a análise do tendão em compósito com reforços unidirecionais, é proposto, na Figura 5-10, o fluxograma do processo de análise estudado neste capítulo.

A partir de carregamentos globais (tração axial, pressão e momento de torção) obtidos na análise global de um riser flexível num dado cenário de aplicação, a análise axissimétrica é aplicada na determinação do estado de tensão nos tendões da armadura de tração, sendo obtidas as tensões axial, normal e cortante, e calculadas as funções de falha. Para as funções de falha cujo resultado seja maior ou igual a um ($f \geq 1$), a falha foi inicializada sendo aplicada a regra de degradação das propriedades do compósito associada à falha detectada.

Uma vez degradadas as propriedades mecânicas do compósito, é realizada a reanálise axissimétrica para determinação do novo estado de tensão no tendão e reverificação dos critérios de falha. Caso seja detectada falha na fibra, o fluxo é finalizado. No contrário, é determinado o fator de utilização da armadura de tração em compósito. A sequência deste processo é ilustrada na Figura 5-10 (b).

Do ponto de vista de verificação dos critérios de falha, neste trabalho são avaliados todos os critérios apresentados no item 5.3.2, utilizando as tensões axial, normal e cortante calculadas pelo modelo axissimétrico numa dada seção do duto. Ao ser detectada apenas a falha na matriz, a regra de degradação das propriedades proposta pela DNV-OS-C501 (Tabela 5-2) é aplicada. Por outro lado, ao ser detectada falha pelas funções de falha para fibra ou pelos critérios não fenomenológicos, considera-se que foi atingido o colapso estrutural, sendo finalizando o fluxo de análises.

5.4.1 Critérios de falha para verificação do compósito

Comparativamente, na Tabela 5-3, são resumidas características dos critérios de falha estudados, todos os critérios de falhas necessitam da determinação das tensões máximas longitudinal, transversal e cortante, levantadas em testes uniaxiais. Para o critério de Puck interfibras, a determinação de todos os parâmetros é mais complexa, pois é necessário obter a curva de fratura transversal do compósito em função das tensões transversal e cortante para determinação dos sete parâmetros (resistência à fratura e inclinação da curva) utilizados no critério. Da mesma forma, o critério de Tsai-Wu requer a determinação de parâmetros que envolvem testes biaxiais.

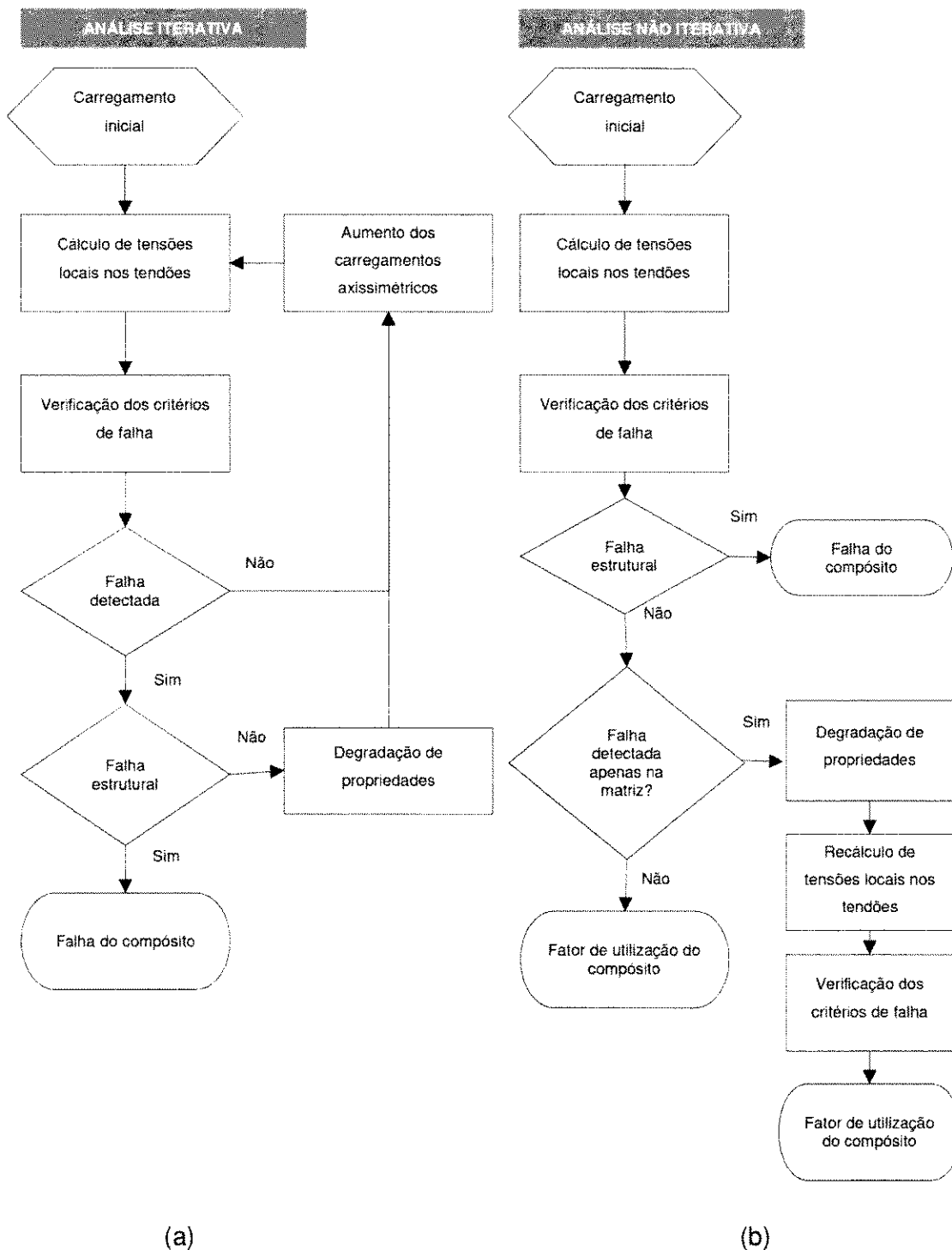


Figura 5-10- Fluxograma de análise. (a) Análise de degradação progressiva; (b) Análise não iterativa.

Para uma abordagem de degradação progressiva, é necessária a identificação da falha na matriz e na fibra, logo, para este fim, os critérios fenomenológicos são mais adequados. Contudo, comparando o envelope dos critérios, a depender do estado de tensão, o nível de conservadorismo de cada critério é diferente. Uma abordagem conservativa para avaliação do compósito é a verificação em todos os

critérios apresentados e considerar o mais restritivo.

Tabela 5-3 - Comparativo das características dos critérios de falha

CRITÉRIO		TIPO DE FALHA AVALIADA	PARAMETRIZAÇÃO DO CRITÉRIO
FENOMENOLÓGICOS	Máxima tensão	Avalia falha longitudinal, transversal e cortante sem distinção entre matriz e fibra.	Simples, parâmetros obtidos em testes uniaxiais.
	Máxima deformação	Avalia falha longitudinal, transversal e cortante sem distinção entre matriz e fibra.	Simples, parâmetros obtidos em testes uniaxiais.
	Hashin-Rotern	Avalia falha na fibra e falha na matriz.	Simples, parâmetros obtidos em testes uniaxiais.
	Hashin	Avalia falha na fibra e falha na matriz.	Simples, parâmetros obtidos em testes uniaxiais.
	Puck	Avalia falha na fibra e falha na matriz. Para o modelo interfibras diferencia em três modos diferentes, requer análise recursiva até determinar o ângulo de plano de falha.	Modelo interfibras - Complexo, requer a determinação de parâmetros de inclinação da curva de fratura.
NÃO FENOMENOLÓGICOS	Tsai-Wu	Avalia falha no compósito sem distinção entre fibra e matriz.	Complexo, requer teste biaxial para determinação de parâmetros.
	Tsai-Hill	Avalia falha no compósito sem distinção entre fibra e matriz.	Simples, parâmetros obtidos em testes uniaxiais.
	Hoffman	Avalia falha no compósito sem distinção entre fibra e matriz.	Simples, parâmetros obtidos em testes uniaxiais.

5.4.2 Regras de degradação de propriedades do compósito

O fluxo de análise de degradação das propriedades é aplicável apenas quando a falha na matriz é detectada, estando a fibra e os critérios não fenomenológicos dentro do envelope aceitável. Utiliza-se a regra de degradação apresentada na Tabela 5-2 proposta pela DNV-OS-C501 (2013), sendo adotados, na condição degradada, os parâmetros reduzidos a 10% do valor inicial ao invés de anulá-los, para evitar problemas de divergência na análise.

5.4.3 Determinação do fator de utilização do tendão

A falha no compósito é estabelecida pela falha na fibra. Neste sentido, é considerado como fator de utilização o maior valor obtido pelas funções de falha entre os critérios não fenomenológicos e critérios fenomenológicos para falha na fibra.

5.4.4 Fatores de segurança

Do ponto de vista de análise estrutural de estruturas com compósito, na DNV-OS-C501 (2013) são propostos fatores de segurança parciais (γ_F, γ_M) e/ou combinados ($\gamma_{FM} = \gamma_F \times \gamma_M$). O fator de segurança recomendado está associado ao controle dos parâmetros das propriedades mecânicas do compósito, ou seja, variância dos parâmetros do compósito precisa ser reduzida para que seja possível considerar fatores de segurança menores.

O fator de segurança parcial para efeitos de carregamentos (γ_F) é aplicável a respostas estruturais locais do compósito, levando em conta incertezas em respostas estruturais locais do compósito (tensões locais ou deformações). O fator de segurança parcial de resistência (γ_M) leva em conta incertezas associadas à variação de resistência do compósito. Para a associação de ambas as incertezas, é proposto um fator de segurança combinado (γ_{FM}). Nas Tabela 5-4 e Tabela 5-5 são apresentados valores propostos pela DNV-OS-C501 (2013) para o fator de segurança combinado.

Tabela 5-4 - Fator de segurança combinado (γ_{FM}) - para carregamentos gerais
(adaptado de DNV-OS-C501 (2013))

Fator de segurança	Tipo de falha	COV < 10%	10% < COV < 12,5%	COV > 12,5%
Baixo	Frágil	1,3	1,4	1,6
Normal		1,5	1,6	2,0
Alto		1,7	1,9	2,5

Tabela 5-5 - Fator de segurança combinado (γ_{FM}) - para conhecido efeitos de máximo carregamento (adaptado de DNV-OS-C501 (2013))

Fator de segurança	Tipo de falha	COV < 5%	5% < COV < 10%	10% < COV < 12,5%	12,5% < COV < 15%
Baixo	Frágil	1,11	1,28	1,41	1,60
Normal		1,15	1,40	1,62	1,96
Alto		1,18	1,53	1,86	2,46

5.5 Estudo de caso

Para fins de estudo, foram executados os fluxos de avaliação apresentados na Figura 5-10, considerando dois tipos de análise: histograma de carregamentos sem iteração de aumento de carregamento (fluxograma Figura 5-10 (b)), e análise de um carregamento incrementado a cada iteração (fluxograma Figura 5-10 (a)).

A DNV-OS-C501 (2013) preconiza os critérios da máxima deformação para verificação de falha na fibra e critério de Puck interfibra para verificação de falha na matriz. O critério de Tsai-Wu é indicado como critério alternativo para verificação de falha no compósito. Neste trabalho, estes critérios são utilizados como referências para avaliar os demais critérios de falha.

5.5.1 Análise de um histograma de carregamentos – análise não iterativa

O objetivo desta análise é a verificação pontual da adequação do compósito para um dado carregamento. Para fins de estudo de sensibilidade, um histograma de carregamentos é criado a partir da combinação de três valores de carregamento axial trativo e compressivo, três valores de pressão interna e externa e dois valores de momento. Nas Tabelas 5-6 à 5-8, são apresentados os valores avaliados.

Tabela 5-6 – Níveis de pressão interna e externa (MPa)

PRESSÃO INTERNA			PRESSÃO EXTERNA		
BAIXA	MÉDIA	ALTA	BAIXA	MÉDIA	ALTA
0	20,4	34,5	0	-15	-30

Tabela 5-7 - Níveis de carregamento axial (kN)

TRAÇÃO		COMPRESSÃO	
BAIXA	ALTA	BAIXA	ALTA
0	2000	-50	-200

Tabela 5-8 - Níveis de Momento de Torção (kN.m)

ANTI-HORÁRIO	HORÁRIO
-15	15

As diferentes condições de carregamento são combinadas conforme ilustrado na Tabela 5-10 formando cinquenta e quatro casos para carregamentos axissimétricos considerando que a força axial seja trativa. Para força axial compressiva são formados outros cinquenta e quatro casos. Observa-se que as combinações de carregamentos têm o objetivo de avaliar apenas a aplicação do fluxo de análise proposto. Do ponto de vista de uma aplicação física, algumas combinações de carregamento não são representativas, tais como elevada pressão externa que representa região de fundo do riser associada à elevada tração axial (casos 3.X.X.3 da Tabela 5-10), da mesma maneira, os casos que associam pressão externa nula que representa a região de topo do riser associada a carregamento compressivo (casos 1.X.X.X da Tabela 5-10). Na Tabela 5-9, são descritos os parâmetros do compósito utilizados na avaliação dos critérios de falha.

Tabela 5-9 - Parâmetros do compósito em fibra de carbono - epóxi com reforços unidirecionais, adaptado de DNV-OS-C501 (2013)

REFORÇO	Fibras de carbono unidirecionais		
MATRIZ	Resina termofixa tipo epóxi		
FRAÇÃO DE VOLUME DA FIBRA		58 - 60%	
PARÂMETROS - Valores característicos			
FIBRA DOMINANTE	E ₁	170,6	GPa (tração)
		136,9	GPa (compressão)
	ε _{1t}	0,021	mm/mm
	ε _{1c}	0,014	mm/mm
	σ _{1t}	3,56	GPa
	σ _{1c}	1,95	GPa
MATRIZ DOMINANTE	E ₂	9,5	GPa
	ε _{2t}	0,0094	mm/mm
	ε _{2c}	0,04	mm/mm
	σ _{2t}	90,4	MPa
	σ _{2c}	337,5	MPa
	G ₁₂	4,5	GPa
	ν ₁₂	0,32	-
	ν ₂₁	0,022	-

A partir de uma rotina desenvolvida no Matlab R2016b®, para cada caso de carregamento global, os carregamentos no tendão são estimados através do modelo axissimétrico proposto. Em seguida, são verificadas as funções de falha para cada estado de tensão. Os valores calculados das funções de falha são apresentados na Tabela 5-11 e Tabela 5-12. Para facilitar visualização dos resultados, as tabelas de funções falha são apresentadas considerando a seguinte representação, em função da intensidade:

f	
$0 < f \leq 0,59$	
$0,59 < f < 1$	
$f \geq 1$	

→ Ocorrência da falha

O limite de 0,59 é definido considerando o fator de segurança 1,7 como discutido no item 5.4.4. As representações gráficas das tensões e envoltórias de falhas são ilustradas na Figura 5-11 à Figura 5-16. Os pontos no interior da área delimitada pela função de falha representam carregamentos que não geram a falha do compósito.

Pelos resultados obtidos, observa-se que:

- No que diz respeito ao potencial de falha, como pode ser observado na Tabela 5-11 e Tabela 5-12, e Figura 5-11 à Figura 5-16. Quando a tensão σ_2 é positiva, a

envoltória da curva de falha é bastante reduzida. Isso, é observado ao submeter o compósito ao carregamento compressivo.

- Nos casos de carregamento cujo tendão é submetido a carregamento axial trativo, a tensão transversal tende a ser inferior a zero ($\sigma_2 < 0$). O caráter compressivo da tensão transversal atua no sentido de pressionar os planos de falha um contra o outro, com isso a degradação dos parâmetros E_2 e G_{12} é inferior comparado à degradação observada quando $\sigma_2 > 0$. (PUCK & SCHURMANN, 2002) (PUCK *et al.*, 2002a e 2002b).

Portanto, as combinações de carregamentos que geram carregamentos longitudinais trativos no compósito tendem a permitir melhor desempenho do compósito.

- Conforme Tabela 5-11 e Tabela 5-12, os critérios não fenomenológicos apresentam em geral coerências entre os fatores de utilização estimados, principalmente quando comparados os critérios Tsai-Hill e Tsai-Wu. Em geral, estes dois critérios estimaram maiores fatores de utilização, comparado ao critério de Hoffman.

- Para análise de falha na fibra, os fatores de utilização calculados pelos critérios de falha para fibra são bastante próximos, sendo observadas apenas pequenas variações.

- Os fatores de utilização estimados pelos critérios de falha para matriz, apresentam grande variação, principalmente o critério de máxima deformação que apresentam fatores de utilização elevados, comparados aos demais critérios para matriz e até mesmo ao critério de Puck preconizado pela DNV-OS-C501 (2013).

Tabela 5-10- Caso de carregamento axissimétrico para carga axial trativa ou compressiva

CASOS	PRESSÃO EXTERNA	MOMENTO	PRESSÃO INTERNA	CARGA AXIAL	CASOS	PRESSÃO EXTERNA	MOMENTO	PRESSÃO INTERNA	CARGA AXIAL	CASOS	PRESSÃO EXTERNA	MOMENTO	PRESSÃO INTERNA	CARGA AXIAL
CASO 1.1.1.1	BAIXA	ANTI-HORÁRIO	BAIXA	BAIXA	CASO 2.1.1.1	MÉDIA	ANTI-HORÁRIO	BAIXA	BAIXA	CASO 3.1.1.1	ALTA	ANTI-HORÁRIO	BAIXA	BAIXA
CASO 1.1.1.2				MÉDIA	CASO 2.1.1.2				MÉDIA	CASO 3.1.1.2				MÉDIA
CASO 1.1.2.1			MÉDIA	BAIXA	CASO 2.1.2.1			MÉDIA	BAIXA	CASO 3.1.2.1			MÉDIA	BAIXA
CASO 1.1.2.2				MÉDIA	CASO 2.1.2.2				MÉDIA	CASO 3.1.2.2				MÉDIA
CASO 1.1.3.1		ALTA		BAIXA	CASO 2.1.3.1		ALTA		BAIXA	CASO 3.1.3.1		ALTA		BAIXA
CASO 1.1.3.2				MÉDIA	CASO 2.1.3.2				MÉDIA	CASO 3.1.3.2				MÉDIA
CASO 1.2.1.1		HORÁRIO	BAIXA	BAIXA	CASO 2.2.1.1		HORÁRIO	BAIXA	BAIXA	CASO 3.2.1.1		HORÁRIO	BAIXA	BAIXA
CASO 1.2.1.2				MÉDIA	CASO 2.2.1.2				MÉDIA	CASO 3.2.1.2				MÉDIA
CASO 1.2.2.1			MÉDIA	BAIXA	CASO 2.2.2.1			MÉDIA	BAIXA	CASO 3.2.2.1			MÉDIA	BAIXA
CASO 1.2.2.2				MÉDIA	CASO 2.2.2.2				MÉDIA	CASO 3.2.2.2				MÉDIA
CASO 1.2.3.1			ALTA	BAIXA	CASO 2.2.3.1			ALTA	BAIXA	CASO 3.2.3.1			ALTA	BAIXA
CASO 1.2.3.2				MÉDIA	CASO 2.2.3.2				MÉDIA	CASO 3.2.3.2				MÉDIA

Tabela 5-11 – Fator de utilização calculado para os diferentes critérios de falha para armaduras de tração (carga axial trativa)

CASOS 1.x.x.x	Fenomenológico								Não fenomenológico		Critérios DNV-OS-C501		
$P_{ext} = 0$ MPa	Fibra				Matriz						Comp.	Fibra	Matriz
F (kN) / P_{int} (MPa) / M (kN.m)	Máxima tensão	Hashin-Rotern	Hashin	Puck	Máxima tensão	Máxima deformação	Hashin-Rotern	Hashin	Tsai-Hill	Hoffman	Tsai-Wu	Máxima defor.	Puck
0 / 0 / -15	0,01	0,01	0,00	0,01	0,00	0,04	0,00	0,00	0,00	0,01	0,01	0,01	0,00
2000 / 0 / -15	0,12	0,12	0,02	0,12	0,01	0,37	0,01	0,06	0,02	0,10	0,10	0,12	0,06
0 / 20.4 / -15	0,45	0,45	0,28	0,45	0,06	1,40	0,08	0,20	0,28	0,07	0,00	0,46	0,18
2000 / 20.4 / -15	0,56	0,56	0,43	0,56	0,07	1,73	0,12	0,22	0,43	0,05	0,15	0,56	0,20
0 / 34.5 / -15	0,75	0,75	0,78	0,75	0,10	2,34	0,22	0,24	0,79	0,40	0,58	0,76	0,21
2000 / 34.5 / -15	0,86	0,86	1,01	0,86	0,11	2,67	0,28	0,23	1,03	0,66	0,90	0,87	0,20
0 / 0 / +15	0,03	0,03	0,03	0,03	0,00	0,18	0,00	0,00	0,00	0,01	0,01	0,02	0,00
2000 / 0 / +15	0,09	0,09	0,01	0,09	0,01	0,29	0,00	0,07	0,01	0,10	0,09	0,09	0,06
0 / 20.4 / +15	0,42	0,42	0,24	0,42	0,06	1,31	0,07	0,21	0,25	0,10	0,04	0,43	0,19
2000 / 20.4 / +15	0,53	0,53	0,38	0,53	0,07	1,64	0,11	0,24	0,39	0,00	0,10	0,53	0,21
0 / 34.5 / +15	0,73	0,73	0,72	0,73	0,10	2,25	0,20	0,25	0,74	0,33	0,51	0,73	0,23
2000 / 34.5 / +15	0,83	0,83	0,94	0,83	0,11	2,58	0,27	0,25	0,97	0,58	0,81	0,84	0,22
CASOS 2.x.x.x	Fenomenológico								Não fenomenológico		Critérios DNV-OS-C501		
$P_{ext} = -15$ MPa	Fibra				Matriz						Comp.	Fibra	Matriz
F (kN) / P_{int} (MPa) / M (kN.m)	Maxima tensão	Hashin-Rotern	Hashin	Puck	Maxima tensão	Máxima deformação	Hashin-Rotern	Hashin	Tsai-Hill	Hoffman	Tsai-Wu	Máxima defor.	Puck
0 / 0 / -15	1,65	1,65	1,65	1,65	0,60	12,12	0,67	0,67	3,44	3,09	3,46	1,33	1,17
2000 / 0 / -15	1,46	1,46	1,46	1,46	0,55	10,71	0,54	0,54	2,70	2,55	2,85	1,18	1,02
0 / 20.4 / -15	0,85	0,85	0,85	0,85	0,39	6,30	0,24	0,24	0,97	1,19	1,31	0,69	0,62
2000 / 20.4 / -15	0,65	0,65	0,65	0,65	0,34	4,90	0,17	0,17	0,60	0,86	0,94	0,53	0,51
0 / 34.5 / -15	0,29	0,29	0,29	0,29	0,25	2,29	0,07	0,07	0,16	0,39	0,41	0,24	0,34
2000 / 34.5 / -15	0,10	0,10	0,10	0,10	0,19	0,88	0,04	0,04	0,05	0,20	0,21	0,08	0,26
0 / 0 / +15	1,70	1,70	1,70	1,70	0,60	12,49	0,68	0,68	3,63	3,23	3,61	1,38	1,18
2000 / 0 / +15	1,51	1,51	1,51	1,51	0,55	11,08	0,56	0,56	2,87	2,67	2,98	1,22	1,03
0 / 20.4 / +15	0,90	0,90	0,90	0,90	0,39	6,67	0,24	0,24	1,07	1,27	1,40	0,73	0,63
2000 / 20.4 / +15	0,71	0,71	0,71	0,71	0,34	5,26	0,17	0,17	0,68	0,93	1,02	0,57	0,52
0 / 34.5 / +15	0,35	0,35	0,35	0,35	0,24	2,65	0,07	0,07	0,20	0,43	0,46	0,28	0,34
2000 / 34.5 / +15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,19	1,24	0,04	0,04	0,06	0,23	0,24	0,12	0,25

CASOS 3.x.x.x	Fenomenológico								Não fenomenológico		Critérios DNV-OS-C501		
$P_{ext} = -30 \text{ MPa}$	Fibra				Matriz						Comp.	Fibra	Matriz
F (kN) / P_{int} (MPa) / M (kN.m)	Máxima tensão	Hashin-Rotern	Hashin	Puck	Máxima tensão	Máxima deformação	Hashin-Rotern	Hashin	Tsai-Hill	Hoffman	Tsai-Wu	Máxima defor.	Puck
0 / 0 / -15	3,33	3,33	3,33	3,33	1,21	24,42	2,69	2,69	13,94	10,10	11,59	2,69	3,16
2000 / 0 / -15	3,13	3,13	3,13	3,13	1,15	23,01	2,43	2,43	12,40	9,11	10,45	2,53	2,92
0 / 20.4 / -15	2,52	2,52	2,52	2,52	1,00	18,61	1,71	1,71	8,19	6,36	7,29	2,04	2,24
2000 / 20.4 / -15	2,33	2,33	2,33	2,33	0,94	17,20	1,50	1,50	7,03	5,58	6,40	1,88	2,05
0 / 34.5 / -15	1,97	1,97	1,97	1,97	0,85	14,59	1,16	1,16	5,11	4,28	4,90	1,59	1,71
2000 / 34.5 / -15	1,77	1,77	1,77	1,77	0,80	13,18	0,99	0,99	4,21	3,65	4,18	1,44	1,54
0 / 0 / +15	3,38	3,38	3,38	3,38	1,20	24,79	2,72	2,72	14,33	10,35	11,86	2,73	3,19
2000 / 0 / +15	3,18	3,18	3,18	3,18	1,15	23,38	2,46	2,46	12,77	9,35	10,71	2,58	2,95
0 / 20.4 / +15	2,58	2,58	2,58	2,58	0,99	18,97	1,73	1,73	8,48	6,56	7,50	2,08	2,27
2000 / 20.4 / +15	2,38	2,38	2,38	2,38	0,94	17,56	1,52	1,52	7,30	5,77	6,59	1,93	2,07
0 / 34.5 / +15	2,02	2,02	2,02	2,02	0,85	14,96	1,18	1,18	5,34	4,44	5,07	1,64	1,73
2000 / 34.5 / +15	1,83	1,83	1,83	1,83	0,79	13,55	1,01	1,01	4,41	3,80	4,33	1,48	1,55

Tabela 5-12 - Fator de utilização calculado para os diferentes critérios de falha para armaduras de tração (carga axial compressiva)

CASOS 1.x.x.x	Fenomenológico								Não fenomenológico		Critérios DNV-OS-C501		
$P_{ext} = 0$ MPa	Fibra				Matriz						Comp.	Fibra	Matriz
F (kN) / P_{int} (MPa) / M (kN.m)	Máxima tensão	Hashin-Rotern	Hashin	Puck	Máxima tensão	Máxima deformação	Hashin-Rotern	Hashin	Tsai-Hill	Hoffman	Tsai-Wu	Máxima defor.	Puck
-50 / 0 / -15	0,01	0,01	0,00	0,01	0,00	0,03	0,00	0,00	0,00	0,01	0,01	0,01	0,00
-200 / 0 / -15	0,00	0,00	0,00	0,00	0,01	0,01	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,01	0,01
-50 / 20.4 / -15	0,41	0,41	0,23	0,41	0,05	1,28	0,07	0,19	0,24	0,10	0,04	0,51	0,17
-200 / 20.4 / -15	0,41	0,41	0,23	0,41	0,05	1,26	0,06	0,19	0,23	0,10	0,05	0,50	0,17
-50 / 34.5 / -15	0,69	0,69	0,65	0,69	0,09	2,15	0,18	0,24	0,67	0,27	0,43	0,85	0,21
-200 / 34.5 / -15	0,69	0,69	0,64	0,69	0,09	2,12	0,18	0,24	0,65	0,26	0,41	0,84	0,21
-50 / 0 / -15	0,03	0,03	0,03	0,03	0,00	0,21	0,00	0,00	0,00	0,01	0,01	0,03	0,00
-200 / 0 / -15	0,04	0,04	0,04	0,04	0,00	0,31	0,00	0,00	0,00	0,02	0,02	0,04	0,00
-50 / 20.4 / -15	0,39	0,39	0,20	0,39	0,05	1,20	0,06	0,20	0,21	0,13	0,07	0,48	0,18
-200 / 20.4 / -15	0,38	0,38	0,20	0,38	0,05	1,18	0,06	0,20	0,20	0,13	0,08	0,47	0,18
-50 / 34.5 / -15	0,66	0,66	0,60	0,66	0,09	2,06	0,17	0,25	0,62	0,21	0,36	0,82	0,23
-200 / 34.5 / -15	0,66	0,66	0,59	0,66	0,09	2,04	0,17	0,25	0,60	0,20	0,34	0,81	0,23
CASOS 2.x.x.x	Fenomenológico								Não fenomenológico		Critérios DNV-OS-C501		
$P_{ext} = -15$ MPa	Fibra				Matriz						Comp.	Fibra	Matriz
F (kN) / P_{int} (MPa) / M (kN.m)	Máxima tensão	Hashin-Rotern	Hashin	Puck	Máxima tensão	Máxima deformação	Hashin-Rotern	Hashin	Tsai-Hill	Hoffman	Tsai-Wu	Máxima defor.	Puck
-50 / 0 / -15	1,52	1,52	1,52	1,52	0,57	11,17	0,58	0,58	2,93	2,72	3,04	1,50	1,07
-200 / 0 / -15	1,53	1,53	1,53	1,53	0,57	11,26	0,59	0,59	2,98	2,76	3,08	1,52	1,08
-50 / 20.4 / -15	0,78	0,78	0,78	0,78	0,37	5,82	0,21	0,21	0,83	1,07	1,18	0,77	0,58
-200 / 20.4 / -15	0,79	0,79	0,79	0,79	0,38	5,91	0,22	0,22	0,86	1,10	1,21	0,79	0,59
-50 / 34.5 / -15	0,27	0,27	0,27	0,27	0,24	2,12	0,07	0,07	0,14	0,36	0,39	0,27	0,33
-200 / 34.5 / -15	0,28	0,28	0,28	0,28	0,24	2,22	0,07	0,07	0,15	0,38	0,40	0,28	0,34
-50 / 0 / -15	1,57	1,57	1,57	1,57	0,57	11,53	0,60	0,60	3,10	2,85	3,17	1,55	1,08
-200 / 0 / -15	1,58	1,58	1,58	1,58	0,57	11,63	0,60	0,60	3,15	2,88	3,22	1,57	1,09
-50 / 20.4 / -15	0,83	0,83	0,83	0,83	0,37	6,18	0,22	0,22	0,92	1,15	1,26	0,82	0,59
-200 / 20.4 / -15	0,85	0,85	0,85	0,85	0,37	6,28	0,22	0,22	0,95	1,17	1,29	0,84	0,59
-50 / 34.5 / -15	0,32	0,32	0,32	0,32	0,24	2,48	0,07	0,07	0,18	0,40	0,43	0,32	0,33
-200 / 34.5 / -15	0,34	0,34	0,34	0,34	0,24	2,58	0,07	0,07	0,19	0,42	0,45	0,33	0,33

CASOS 3.x.x.x	Fenomenológico								Não fenomenológico Comp.		Critérios DNV-OS-C501		
$P_{ext} = -30 \text{ MPa}$	Fibra				Matriz						Comp.	Fibra	Matriz
F (kN) / P_{int} (MPa) / M (kN.m)	Máxima tensão	Hashin-Rotern	Hashin	Puck	Máxima tensão	Máxima deformação	Hashin-Rotern	Hashin	Tsai-Hill	Hoffman	Tsai-Wu	Máxima defor.	Puck
-50 / 0 / -15	3,06	3,06	3,06	3,06	1,14	22,48	2,34	2,34	11,85	8,76	10,04	3,03	2,83
-200 / 0 / -15	3,07	3,07	3,07	3,07	1,14	22,58	2,35	2,35	11,95	8,82	10,11	3,04	2,85
-50 / 20.4 / -15	2,32	2,32	2,32	2,32	0,94	17,13	1,49	1,49	6,97	5,55	6,36	2,30	2,04
-200 / 20.4 / -15	2,33	2,33	2,33	2,33	0,94	17,23	1,51	1,51	7,05	5,60	6,42	2,31	2,05
-50 / 34.5 / -15	1,81	1,81	1,81	1,81	0,81	13,43	1,02	1,02	4,36	3,76	4,30	1,79	1,57
-200 / 34.5 / -15	1,82	1,82	1,82	1,82	0,81	13,53	1,04	1,04	4,43	3,81	4,35	1,81	1,58
-50 / 0 / -15	3,11	3,11	3,11	3,11	1,13	22,84	2,36	2,36	12,20	8,99	10,29	3,08	2,86
-200 / 0 / -15	3,12	3,12	3,12	3,12	1,14	22,94	2,38	2,38	12,30	9,05	10,36	3,09	2,88
-50 / 20.4 / -15	2,37	2,37	2,37	2,37	0,94	17,49	1,51	1,51	7,24	5,73	6,55	2,35	2,06
-200 / 20.4 / -15	2,39	2,39	2,39	2,39	0,94	17,59	1,53	1,53	7,32	5,78	6,61	2,36	2,07
-50 / 34.5 / -15	1,86	1,86	1,86	1,86	0,80	13,80	1,04	1,04	4,57	3,91	4,46	1,84	1,59
-200 / 34.5 / -15	1,87	1,87	1,87	1,87	0,81	13,89	1,05	1,05	4,64	3,95	4,51	1,86	1,60

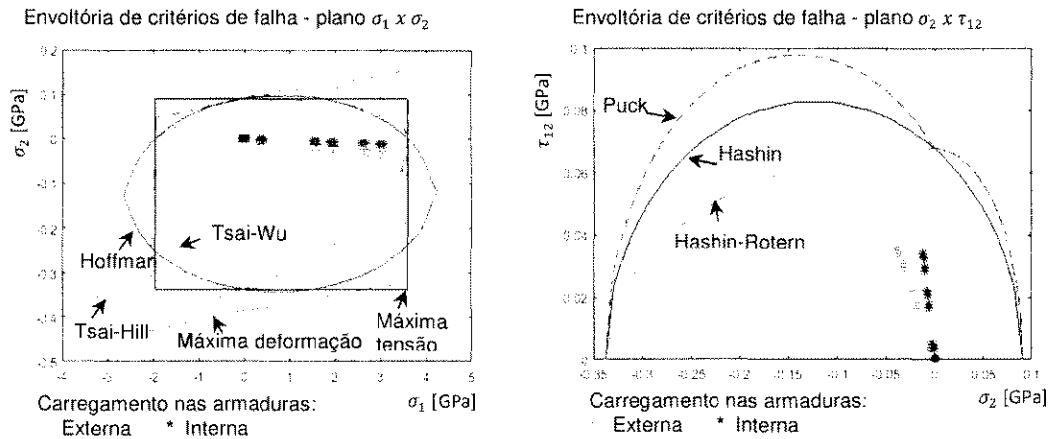


Figura 5-11 - Envoltórias dos critérios de falha e carregamentos nas armaduras – CASOS 1.x.x.x, carregamentos axial trativo.

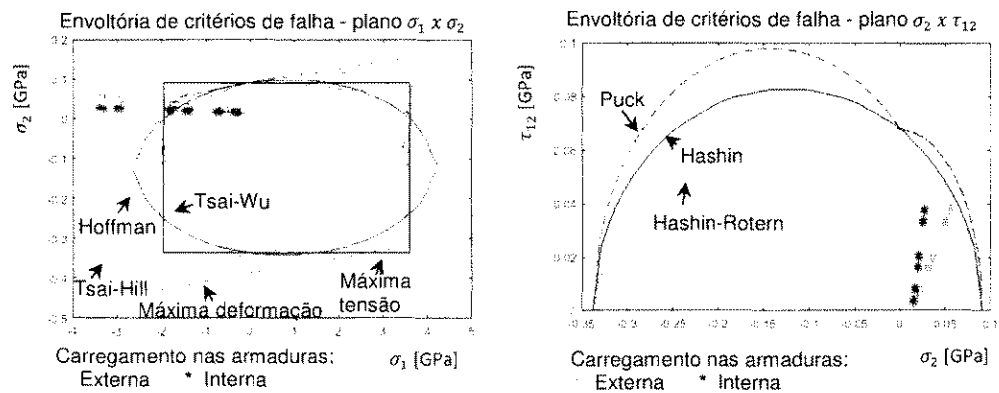


Figura 5-12 - Envoltórias dos critérios de falha e carregamentos nas armaduras – CASOS 2.x.x.x, carregamentos axial trativo.

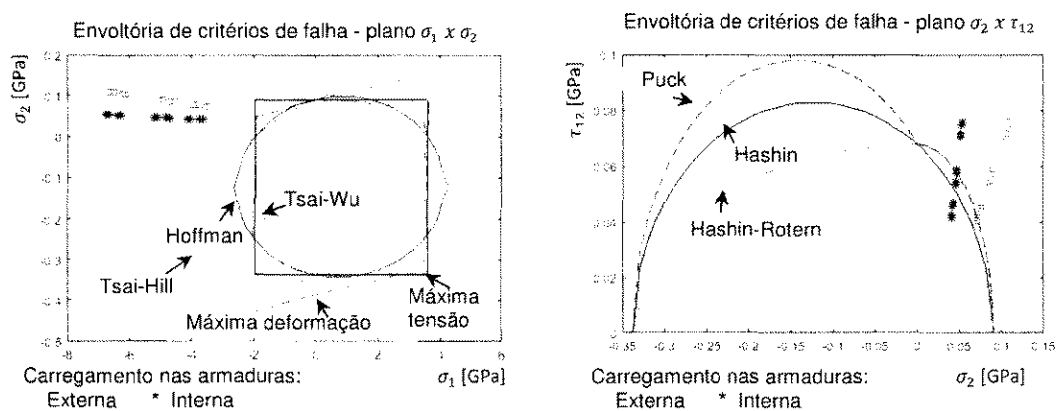


Figura 5-13- Envoltórias dos critérios de falha e carregamentos nas armaduras – CASOS 3.x.x.x, carregamentos axial trativo.

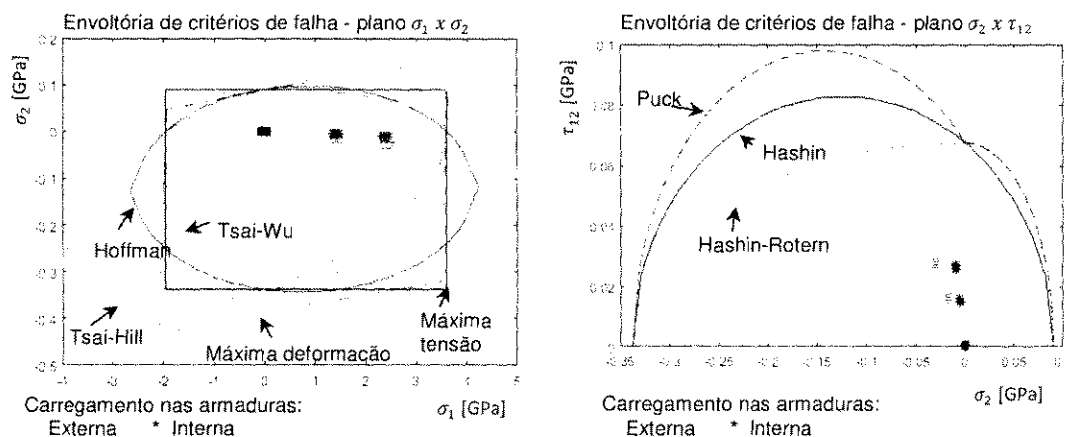


Figura 5-14 - Envoltórias dos critérios de falha e carregamentos nas armaduras – CASOS 1.x.x.x, carregamentos axial compressivo.

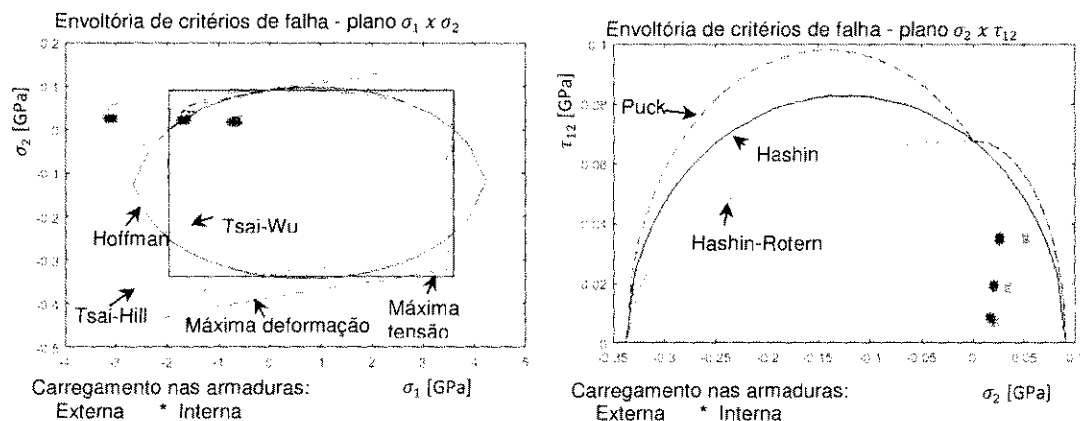


Figura 5-15- Envoltórias dos critérios de falha e carregamentos nas armaduras – CASOS 2.x.x.x, carregamentos axial compressivo.

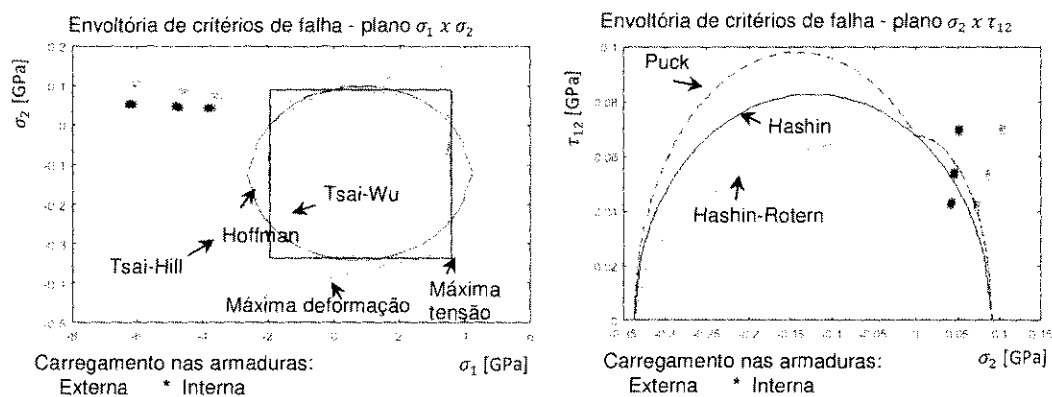


Figura 5-16 - Envoltórias dos critérios de falha e carregamentos nas armaduras – CASOS 3.x.x.x, carregamentos axial compressivo.

5.5.2 Análise com aumento do carregamento – análise iterativa

O objetivo desta análise é determinar, para uma combinação de carregamentos, a máxima carga axial suportada pelo compósito. Ou seja, mantendo-se fixos pressões internas e externas e momento de torção, o carregamento axial é incrementado, com incrementos de 500 kN a cada iteração, até a falha na fibra ser detectada, como indicado no fluxo da Figura 5-10 (a). Sumariamente, o processo segue a seguinte sequência:

1. Com carregamento axissimétrico, são calculadas as tensões locais nos tendões;
2. Cálculo dos fatores de utilização para matriz e fibra;
3. Algum critério de falha foi infringido? Caso negativo, o carregamento é incrementado voltando ao item 1;
4. Identificando a falha na fibra é considerado colapso estrutural finalizando o processo. Caso a falha seja apenas na matriz, os parâmetros matriz dominante (E_2, ν_{12} quando a falha na matriz ocorre por carregamento transversal e G_{12}, ν_{12} quando a falha ocorre por carregamento cortante) são reduzidos conforme proposto na Tabela 5-2. O carregamento é incrementado e retorna-se ao item 1.

Para fins de estudo, foram avaliados quatro casos cujas condições de carregamentos axissimétricos são descritos na Tabela 5-13.

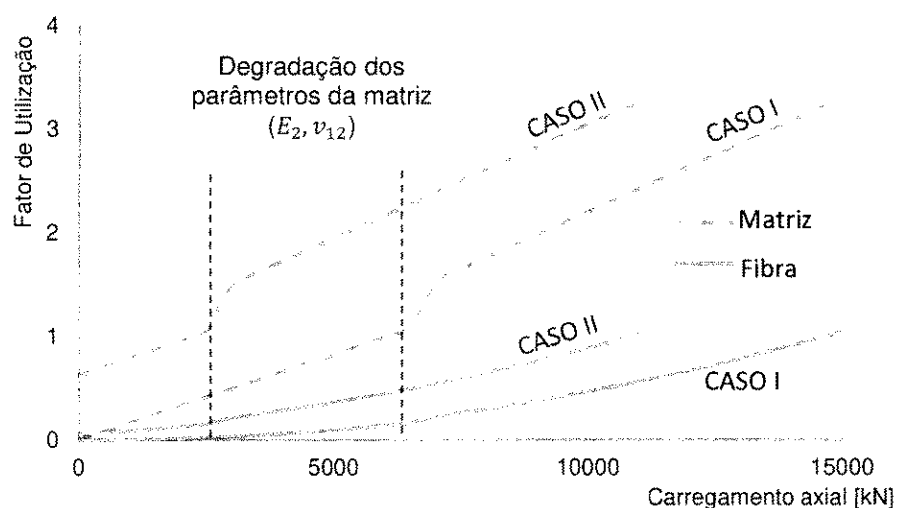
Tabela 5-13 – Casos analisados na análise iterativa

	CARREGAMENTO AXIAL		CARREGAMENTO CONSTANTE		
	Força Axial inicial (kN)	Incremento de Força axial por iteração (kN)	Pressão Interna (MPa)	Pressão Externa (MPa)	Momento (kN.m)
CASO I	0	500	0	0	0
CASO II	0	500	10	0	15
CASO III	9.000	500	10	-10	15
CASO IV	5.000	500	20	-10	15

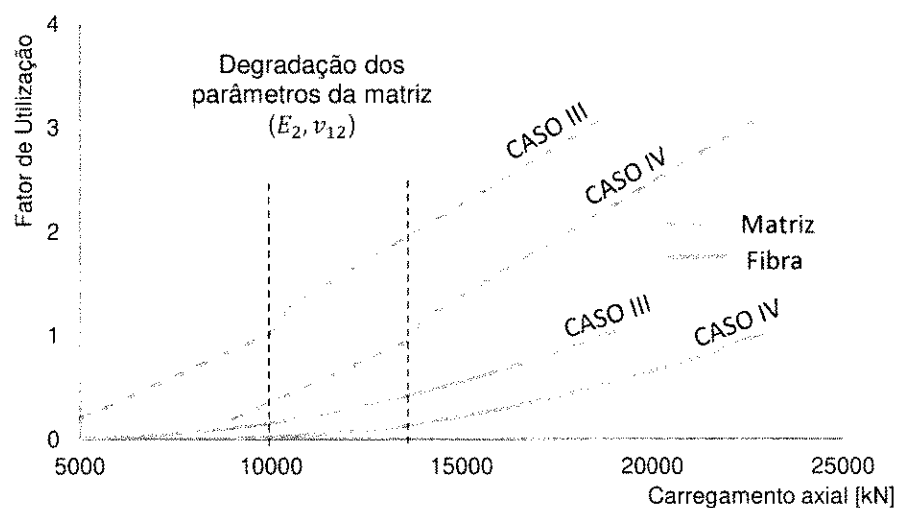
Para cada caso, ao ser detectada falha na matriz os parâmetros da matriz foram degradados e o processo iterativo continua até a falha na fibra. Nas Figura 5-17 (a) e (b) são ilustrados o comportamento do fator de utilização da matriz e fibra em função da força axial aplicada. Na carga axial onde foi identificada a falha na matriz, a redução das propriedades mecânicas da matriz gera o aumento do fator de utilização

naquele carregamento. Este aumento do fator de utilização é mais expressivo para matriz comparado à fibra.

O critério de degradação utilizado, para evitar problemas de convergência, foi reduzir as propriedades na matriz dominante em 90%. Os critérios utilizados para ilustrar o comportamento do fator de utilização em função da carga axial foram máxima deformação para matriz e Hashin para fibra, pois foram considerados como os primeiros a detectarem falha, conforme apresentado na Tabela 5-14.



(a)



(b)

Figura 5-17 - Comportamento dos fatores de utilização em função do aumento de carregamento. (a) Casos I e II - ausência de pressão externa. (b) Casos III e IV - com pressão externa.

A depender das intensidades das pressões externa e interna, o carregamento suportável pode aumentar ou diminuir significativamente. Atribui-se este comportamento às tensões resultantes no compósito. A pressão interna e a tração contribuem para gerar tensão tangencial trativa no tendão da armadura em compósito, ao passo que a pressão externa contribui gerando uma tensão de caráter compressivo no mesmo tendão. Com isso, para pressão interna baixa e pressão externa elevada, o compósito suportará maior carregamento de tração, como evidenciado nos caso IV. Por outro lado, a combinação de pressão interna e tração gera uma soma de contribuições de tensões tangenciais trativas no tendão e, por consequência, a máxima tração suportável será reduzida (caso II e caso V). O momento de torção não gerou uma contribuição significativa de tensão no tendão de maneira que a carga tração manteve-se (caso III).

Para detecção de falha na fibra, os critérios de falha avaliados mantêm coerência entre eles e comparado ao critério da máxima deformação referenciado pela DNV-OS-C501 (2013).

Dentre os critérios não fenomenológicos, Tsai-Hill tem detectado a falha um pouco antes que Tsai-Wu, contudo os dois critérios mantêm coerência entre os fatores de utilização estimados. Por outro lado, o critério de Hoffman estimou fatores de utilização bastante inferiores, não identificando a falha.

Para a detecção de falha na matriz, os critérios de falha apresentam grande variação dos fatores de utilização estimados, o critério de máxima deformação da matriz apresenta elevados fatores de utilização, identificando a falha. Contudo, o critério de Puck preconizado pela DNV-OS-C501 (2013) e os demais critérios avaliados, para matriz, não identificaram a falha.

Tabela 5-14 - Resultados de análise iterativa – detecção de falha

	Fenomenológico								Não fenomenológico		Critérios DNV-OS-C501		
	Fibra				Matriz						Comp.	Fibra	Matriz
	Máxima tensão	Hashin-Rotern	Hashin	Puck	Máxima tensão	Máxima deformação	Hashin-Rotern	Hashin	Tsai-Hill	Hoffman	Tsai-Wu	Máxima defor.	Puck
CASO I	0,90	0,90	1,04	0,90	0,11	3,29	0,28	0,23	1,03	0,67	0,94	0,97	0,47
CASO II	0,89	0,89	1,02	0,89	0,11	3,26	0,20	0,23	1,00	0,63	0,90	0,96	0,51
CASO III	0,92	0,92	1,03	0,92	0,09	3,03	0,28	0,14	1,06	0,75	0,98	0,97	0,38
CASO IV	0,86	0,89	1,03	0,86	0,09	3,13	0,27	0,14	1,02	0,70	0,90	0,86	0,42

Capítulo 6

Estudo de caso

Com objetivo de avaliar os critérios de falha do material compósito submetidos a carregamentos representativos de uma aplicação de duto flexível em catenária livre, numa lâmina d'água de 3000 m, considerou-se como base o cenário de aplicação de um riser de 152 mm de diâmetro interno interligado a uma unidade tipo FPSO (*Floating Production Storage and Offloading*) com ancoragem distribuída tipo *spread mooring*. Foram calculadas cargas globais, como detalhado no apêndice B, e, neste capítulo, utilizando o fluxo de análise proposto na Figura 5-10 (b), será verificada a integridade das armaduras de tração em compósito na aplicação proposta.

Além da avaliação de adequação a carregamentos axissimétricos e de flexão considera-se duas condições das propriedades: Condição inicial e degradada como discutido no item 5.1 deste trabalho.

6.1 Análise local do compósito na condição inicial

A partir dos carregamentos globais no corpo tubular, é aplicado o modelo axissimétrico proposto no capítulo 3 para determinar as tensões no tendão em compósito, havendo flexão, são calculadas as tensões e acrescidas ao calculado pelo modelo axissimétrico. As características do compósito são descritas na Tabela 5-9 baseado em dados da DNV-OS-C501 (2013) para compósito unidirecional em fibra de carbono epóxi. As características geométricas e mecânicas das camadas do duto flexível com armaduras de tração em compósito considerado nas análises são listadas na Tabela 6-1.

Para este estudo é considerado um *riser* flexível em catenária livre com ângulo de topo na condição neutra de 5°. São considerados três diferentes composições de *riser* a fim de obter carregamentos possíveis em diferentes regiões e comparar com *riser* em aço carbono. Na Tabela 6-2, são apresentadas as três configurações de *riser* consideradas e as propriedades dos dutos são apresentadas Tabela 6-3:

A – duto flexível com armaduras de tração em compósito.

B – duto flexível com armaduras de tração em aço carbono.

Tabela 6-1 - Características geométrica e mecânica das camadas do duto flexível em compósito

Camada	Duto com armaduras em compósito		
	ØDI (mm)	ØDE (mm)	Propriedade Mecânica
Carcaça	152,4	169,2	$\alpha=87,9^\circ$; $\nu=0,3$; $E=190$ GPa
Barreira de pressão	169,2	199,2	$\nu=0,42$; $E=1300$ MPa
Armadura de pressão	199,2	219,2	$\alpha=88,5^\circ$; $\nu=0,3$; $E=200$ GPa
Armadura de tração 1	219,2	229,2	$\alpha=27^\circ$; Tabela 5-9
Armadura de tração 2	229,2	239,2	$\alpha=25^\circ$; Tabela 5-9
Capa externa	239,2	279,2	$\nu=0,42$; $E=1300$ MPa

Tabela 6-2 - Configuração de riser estudada

Seção	Comprimento (m)	Configuração		
		I	II	III
Topo	2300	A	A	B
Fundo	1580	B	A	B

Tabela 6-3 – Propriedades das estruturas de dutos utilizados no estudo

Descrição	Parâmetros	
	Estrutura com armaduras em compósito	Estrutura com armaduras em aço-carbono
Diâmetro Interno (mm)	152,4	152,4
Diâmetro Externo (mm)	250	290
Peso vazio no ar (kg/m)	93	170
Peso vazio na água (kg/m)	44	111
Rigidez Axial (MN)	470	800
Rigidez a Flexão (kN.m ²)	23	50
Rigidez a Torção (kN.m ²)	1572	4450

Os carregamentos considerados para análise local são listados na Tabela 6-4, originados de análises globais descritas no apêndice B.

Tabela 6-4 - Carregamentos globais

SEÇÕES DE TOPO E FUNDO EM COMPÓSITO						
Região	Caso	F_{axial} (kN)	$M_{torçor}$ (N.m)	Curvatura (m^{-1})	Pressão interna (MPa)	Pressão externa (MPa)
TOPO	I	1685,04	-60	656	0	0
	II	2583,85	-100	999	34,5	0
RISER/RISER	III	618,02	-50	999	0	15,69
	IV	860,65	-90	9999	34,5	15,69
TDP	V	0,79	60	157	0	29,42
	VI	0,94	-670	33,59	34,5	29,42
SEÇÕES DE TOPO EM COMPÓSITO E FUNDO EM AÇO CARBONO						
TOPO	VII	2306,56	-50	999	0	0
	VIII	3058,26	-120	999	34,5	0
RISER/RISER	IX	1186,27	-50	999	0	15,69
	X	1399,44	-130	999	34,5	15,69

6.2 Análise local do compósito degradado

Para representar o efeito do envelhecimento do compósito, as propriedades mecânicas são degradadas utilizando a equação (5.1). O fator de degradação representado por esta equação é calculado em função da temperatura e tempo de exposição e os parâmetros de máximas tensões e deformações admissíveis são calculados para condição degradada conforme equação (6.1). Os parâmetros degradados são descritos na Tabela 6-5.

$$X_{1,2,3}^d = f_d(h, T) \cdot X_{1,2,3} \quad (6.1)$$

Esta premissa permite representar o comportamento do compósito no fim de vida após exposição ao meio e verificar adequação do compósito mesmo na sua condição degradada.

Tabela 6-5 - Parâmetros do compósito envelhecido

T (°C)		40	60
Tempo (h)		219000	219000
f_d		0,90	0,76
ε_1^f	mm/mm	0,01	0,01
ε_1^c	mm/mm	0,01	0,01
σ_1^f	GPa	3,23	2,71
σ_1^c	GPa	1,76	1,47
ε_2^f	mm/mm	0,01	0,01
ε_2^c	mm/mm	0,04	0,03
σ_2^f	MPa	80,15	68,23
σ_2^c	MPa	281,20	255,4

A análise local, características geométricas e mecânicas das demais camadas e carregamentos seguem as mesmas premissas utilizadas no item 6.1.

6.3 Carregamentos na interface com a plataforma

Como detalhado no apêndice B e resumido na Tabela 6-6, foram calculados os carregamentos na interface com a plataforma para três possibilidades de composição do *riser*.

A redução do peso linear da estrutura, pelo uso da armadura de tração em compósito, proporciona uma redução significativa dos níveis de carregamento. Observa-se que as cargas calculadas consideram apenas análise global, com intuito de avaliar a redução de carregamentos. Mecanismos de falha associados às armaduras de tração, tais como fadiga e corrosividade do anular, podem demandar o

redimensionamento das armaduras em aço-carbono aumentando ainda mais a diferença relativa entre os carregamentos.

Tabela 6-6 - Carregamentos no topo para diferentes composições de riser

Configuração	F_{axial} (kN)	Diferença relativa
Seções de topo e fundo com duto flexível convencional	4461,78	-
Seção de topo com duto flexível de armadura em compósito e seção de fundo com duto flexível convencional	3154,11	- 29,3%
Seção de topo e fundo com duto flexível de armaduras em compósito	2052,97	- 53,98%

6.4 Resultados

A partir da rotina de análise desenvolvida no Matlab R2016b®, os carregamentos indicados na Tabela 6-4 são utilizados como dados de entrada para cálculo dos fatores de utilização das armaduras em compósito considerando os diversos critérios de falha abordados em 5.3.2.

Os casos análises foram desenvolvidos na seguinte sequência:

- CASO A: Compósito sem degradação de propriedades;
- CASO B: Compósito com degradação de propriedades estimadas a temperatura de 40°;
- CASO C: Compósito com degradação de propriedades estimadas a temperatura de 60°;
- CASO D: Sensibilidade da variação de parâmetros do compósito.

Tendo em vista a aplicação visada, a análise local permite também definir requisitos mecânicos para o compósito. Neste sentido, é apresentado no caso D os fatores de utilização do compósito com tensões e deformações máximas 50% superiores comparados às indicadas na Tabela 5-9 e com as propriedades degradadas a temperatura de 40°C, Tabela 6-5.

Os fatores de utilização obtidos são apresentados nas Tabela 6-8 a Tabela 6-11, sendo estabelecida a tonalidade verde para fatores inferiores a 1 e vermelha para fatores superiores a 1, os quais representam falha. Nas Figura 6-1 a Figura 6-4 são apresentadas as envoltórias dos critérios de falhas nos planos $\sigma_1 \times \sigma_2$ e $\sigma_2 \times \tau_{12}$ e os

carregamentos locais calculados para as armaduras de tração. Os carregamentos cujas tensões nas armaduras são superiores ao admissível pelo critério de falha, ou seja, os pontos são situados além da curva delimitada pelo critério, são entendidos com falha do compósito. Por outro lado, os pontos localizados no interior da curva delimitada pelo critério de falha são entendidos como aceitáveis.

Tabela 6-7 – Parâmetros de sensibilidade do compósito no estado envelhecido

T (°C)		40
Tempo (h)		219000
f_d		0,90
ε_1^t	mm/mm	0,03
ε_1^c	mm/mm	0,02
σ_1^t	GPa	5,85
σ_1^c	GPa	3,19
ε_2^t	mm/mm	0,01
ε_1^c	mm/mm	0,06
σ_2^t	MPa	147,40
σ_2^c	MPa	550,0

Tabela 6-8 - Fatores de utilização calculados para diferentes critérios de falha – CASO A

			Fenomenológico								Não fenomenológico		Critério DNV-OS-C501		
			Fibra				Matriz				Tsai-Hill	Hoffman	Comp.	Fibra	Matriz
			Máxima tensão	Hashin-Rotern	Hashin	Puck	Máxima tensão	Máxima deformação	Hashin-Rotern	Hashin			Tsai-Wu	Máxima defor.	Puck
ARMADURA EXTERNA	TOPO	VIII	0,12	0,12	0,02	0,12	0,09	0,02	0,10	0,01	0,04	0,04	0,00	0,13	0,03
		VIII	0,93	0,93	1,07	0,93	1,03	1,09	0,77	0,11	0,29	0,26	0,22	0,99	0,25
		I	0,11	0,11	0,02	0,11	0,08	0,02	0,08	0,01	0,03	0,03	0,00	0,11	0,02
		II	0,90	0,90	0,99	0,90	0,92	1,01	0,67	0,11	0,30	0,27	0,20	0,96	0,24
	RISER / RISER	IX	1,09	1,09	1,09	1,09	1,85	1,53	1,65	0,49	0,32	0,77	0,32	0,98	0,92
		X	0,22	0,22	0,06	0,22	0,01	0,08	0,01	0,12	0,03	0,17	0,03	0,20	0,01
		III	1,12	1,12	1,12	1,12	1,93	1,63	1,73	0,50	0,34	0,79	0,34	1,01	0,94
		IV	0,17	0,17	0,04	0,17	0,00	0,05	0,02	0,13	0,02	0,17	0,02	0,15	0,01
	TDP	V	2,23	2,23	2,23	2,23	5,84	6,35	5,06	0,95	1,26	1,81	1,26	2,00	1,83
		VI	2,05	2,05	2,05	2,05	4,33	4,78	3,96	0,49	0,54	0,99	0,54	1,75	1,29
ARMADURA INTERNA	TOPO	VII	0,03	0,03	0,00	0,03	0,03	0,00	0,03	0,00	0,01	0,01	0,00	0,04	0,11
		VIII	0,71	0,71	0,59	0,71	0,39	0,59	0,33	0,03	0,09	0,07	0,08	0,71	0,62
		I	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,01
		II	0,71	0,71	0,59	0,71	0,40	0,60	0,34	0,03	0,09	0,07	0,08	0,72	0,76
	RISER / RISER	IX	1,29	1,29	1,29	1,29	1,92	1,83	1,79	0,27	0,16	0,45	0,16	1,04	0,95
		X	0,06	0,06	0,06	0,06	0,16	0,03	0,15	0,16	0,03	0,21	0,03	0,05	0,59
		III	1,32	1,32	1,32	1,32	2,01	1,93	1,87	0,28	0,16	0,46	0,16	1,07	1,51
		IV	0,03	0,03	0,03	0,03	0,14	0,03	0,13	0,16	0,02	0,20	0,02	0,03	0,36
	TDP	V	2,50	2,50	2,50	2,50	5,80	6,88	5,32	0,52	0,58	1,04	0,58	2,02	5,96
		VI	0,05	0,05	0,00	0,05	0,20	0,09	0,21	0,30	0,09	0,40	0,09	0,04	0,07

Tabela 6-9 - Fatores de utilização calculados para diferentes critérios de falha – CASO B

			Fenomenológico								Não fenomenológico		Critério DNV-OS-C501		
			Fibra				Matriz				Tsai-Hill	Hoffman	Comp.	Fibra	Matriz
			Máxima tensão	Hashin-Rotern	Hashin	Puck	Máxima tensão	Máxima deformação	Hashin-Rotern	Hashin			Tsai-Wu	Máxima defor.	Puck
ARMADURA EXTERNA	TOPO	VII	0,14	0,14	0,02	0,14	0,10	0,02	0,10	0,01	0,05	0,04	0,00	0,14	0,03
		VIII	1,03	1,03	1,32	1,03	1,40	1,35	1,08	0,12	0,29	0,26	0,27	1,10	0,28
		I	0,12	0,12	0,02	0,12	0,09	0,02	0,09	0,01	0,03	0,03	0,00	0,13	0,03
		II	0,99	0,99	1,23	0,99	1,26	1,25	0,96	0,12	0,30	0,27	0,25	1,06	0,27
		IX	1,21	1,21	1,21	1,21	2,18	1,89	1,93	0,54	0,40	0,87	0,40	1,09	1,02
		X	0,25	0,25	0,08	0,25	0,00	0,09	0,02	0,14	0,03	0,19	0,03	0,23	0,01
	RISER / RISER	III	1,25	1,25	1,25	1,25	2,28	2,01	2,02	0,55	0,42	0,90	0,42	1,12	1,05
		IV	0,19	0,19	0,04	0,19	0,01	0,06	0,02	0,14	0,03	0,19	0,03	0,17	0,01
		V	2,48	2,48	2,48	2,48	7,00	7,84	6,03	1,06	1,56	2,08	1,56	2,22	2,03
		VI	2,28	2,28	2,28	2,28	5,18	5,91	4,72	0,55	0,67	1,14	0,67	1,95	1,44
		VII	0,04	0,04	0,00	0,04	0,03	0,00	0,03	0,00	0,01	0,01	0,00	0,04	0,12
		VIII	0,79	0,79	0,73	0,79	0,57	0,73	0,50	0,04	0,08	0,07	0,10	0,79	0,71
ARMADURA INTERNA	TOPO	I	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,01
		II	0,79	0,79	0,73	0,79	0,58	0,74	0,50	0,04	0,08	0,07	0,10	0,80	0,40
		IX	1,43	1,43	1,43	1,43	2,28	2,26	2,12	0,31	0,19	0,51	0,19	1,15	2,38
		X	0,07	0,07	0,07	0,07	0,18	0,04	0,17	0,18	0,03	0,23	0,03	0,06	0,66
		III	1,47	1,47	1,47	1,47	2,38	2,38	2,21	0,31	0,20	0,52	0,20	1,19	2,57
		IV	0,03	0,03	0,03	0,03	0,15	0,03	0,15	0,17	0,03	0,23	0,03	0,03	0,40
	TDP	V	2,78	2,78	2,78	2,78	6,97	8,49	6,38	0,58	0,72	1,21	0,72	2,24	7,95
		VI	0,05	0,05	0,00	0,05	0,22	0,11	0,23	0,33	0,11	0,45	0,11	0,05	0,08

Tabela 6-10 - Fatores de utilização calculados para diferentes critérios de falha – CASO C

			Fenomenológico								Não fenomenológico		Critério DNV-OS-C501		
			Fibra				Matriz						Comp.	Fibra	Matriz
			Máxima tensão	Hashin- Rotern	Hashin	Puck	Máxima tensão	Máxima deformação	Hashin- Rotern	Hashin	Tsai-Hill	Hoffman	Tsai-Wu	Máxima defor.	Puck
ARMADURA EXTERNA	TOPO	VII	0,16	0,16	0,03	0,16	0,11	0,03	0,11	0,01	0,06	0,05	0,01	0,17	0,04
		VIII	1,22	1,22	1,85	1,22	2,22	1,89	1,78	0,14	0,26	0,24	0,38	1,30	0,33
		I	0,15	0,15	0,03	0,15	0,10	0,03	0,10	0,01	0,04	0,03	0,01	0,15	0,03
		II	1,18	1,18	1,72	1,18	2,02	1,75	1,60	0,14	0,28	0,26	0,35	1,26	0,32
	RISER / RISER	IX	1,43	1,43	1,43	1,43	2,85	2,65	2,51	0,64	0,56	1,07	0,56	1,29	1,21
		X	0,29	0,29	0,11	0,29	0,02	0,13	0,06	0,16	0,05	0,23	0,05	0,27	0,01
		III	1,48	1,48	1,48	1,48	2,99	2,82	2,63	0,66	0,59	1,10	0,59	1,33	1,24
		IV	0,22	0,22	0,06	0,22	0,02	0,09	0,05	0,17	0,04	0,23	0,04	0,20	0,01
	TDP	V	2,94	2,94	2,94	2,94	9,40	10,99	8,04	1,25	2,18	2,62	2,18	2,63	2,41
VI		2,70	2,70	2,70	2,70	6,96	8,28	6,31	0,65	0,94	1,45	0,94	2,31	1,70	
ARMADURA INTERNA	TOPO	VII	0,05	0,05	0,00	0,05	0,04	0,00	0,04	0,00	0,01	0,01	0,00	0,05	0,14
		VIII	0,94	0,94	1,02	0,94	0,97	1,03	0,86	0,04	0,08	0,06	0,15	0,94	1,34
		I	0,01	0,01	0,00	0,01	0,01	0,00	0,01	0,00	0,00	0,00	0,00	0,01	0,02
		II	0,94	0,94	1,03	0,94	0,97	1,03	0,87	0,04	0,08	0,06	0,15	0,94	1,14
	RISER / RISER	IX	1,69	1,69	1,69	1,69	3,00	3,16	2,78	0,36	0,27	0,63	0,27	1,37	2,17
		X	0,08	0,08	0,08	0,08	0,21	0,05	0,20	0,21	0,04	0,27	0,04	0,07	0,78
		III	1,74	1,74	1,74	1,74	3,14	3,34	2,90	0,37	0,28	0,65	0,28	1,40	2,51
		IV	0,04	0,04	0,04	0,04	0,18	0,04	0,18	0,20	0,04	0,27	0,04	0,03	0,47
	TDP	V	3,29	3,29	3,29	3,29	9,41	11,91	8,57	0,69	1,00	1,53	1,00	2,65	3,63
		VI	0,06	0,06	0,00	0,06	0,27	0,16	0,28	0,39	0,15	0,53	0,15	0,06	0,09

Tabela 6-11 - Fatores de utilização calculados para diferentes critérios de falha – CASO D

			Fenomenológico								Não fenomenológico		Critério DNV-OS-C501		
			Fibra				Matriz						Comp.	Fibra	Matrix
			Máxima tensão	Hashin-Rotern	Hashin	Puck	Máxima tensão	Máxima deformação	Hashin-Rotern	Hashin	Tsai-Hill	Hoffman	Tsai-Wu	Máxima defor.	Puck
ARMADURA EXTERNA	TOPO	VII	0,08	0,08	0,01	0,08	0,07	0,01	0,07	0,01	0,03	0,03	0,00	0,08	0,02
		VIII	0,57	0,57	0,40	0,57	0,13	0,41	0,04	0,07	0,24	0,22	0,08	0,61	0,15
		I	0,07	0,07	0,01	0,07	0,06	0,01	0,06	0,00	0,02	0,02	0,00	0,07	0,01
		II	0,56	0,56	0,39	0,56	0,12	0,40	0,02	0,07	0,25	0,22	0,08	0,60	0,15
	RISER / RISER	IX	0,67	0,67	0,67	0,67	0,90	0,58	0,82	0,30	0,12	0,44	0,12	0,60	0,56
		X	0,12	0,12	0,02	0,12	0,02	0,03	0,01	0,08	0,01	0,11	0,01	0,11	0,00
		III	0,69	0,69	0,69	0,69	0,94	0,61	0,86	0,31	0,13	0,45	0,13	0,62	0,58
		IV	0,10	0,10	0,01	0,10	0,01	0,02	0,01	0,08	0,01	0,10	0,01	0,09	0,00
	TDP	V	1,37	1,37	1,37	1,37	2,61	2,39	2,31	0,58	0,48	0,97	0,48	1,23	1,62
		VI	1,26	1,26	1,26	1,26	1,94	1,80	1,80	0,30	0,20	0,52	0,20	1,08	0,79
ARMADURA INTERNA	TOPO	VII	0,02	0,02	0,00	0,02	0,02	0,00	0,02	0,00	0,01	0,01	0,00	0,02	0,02
		VIII	0,44	0,44	0,22	0,44	0,01	0,22	0,04	0,02	0,07	0,06	0,03	0,44	0,15
		I	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,01
		II	0,45	0,45	0,24	0,45	0,00	0,24	0,03	0,02	0,08	0,07	0,03	0,45	0,15
	RISER / RISER	IX	0,79	0,79	0,79	0,79	0,91	0,69	0,86	0,17	0,06	0,25	0,06	0,64	0,56
		X	0,06	0,06	0,06	0,06	0,11	0,01	0,10	0,10	0,01	0,13	0,01	0,05	0,00
		III	0,81	0,81	0,81	0,81	0,95	0,73	0,90	0,17	0,06	0,26	0,06	0,66	0,58
		IV	0,02	0,02	0,02	0,02	0,08	0,01	0,08	0,10	0,01	0,12	0,01	0,02	0,00
	TDP	V	1,53	1,53	1,53	1,53	2,54	2,59	2,36	0,32	0,22	0,55	0,22	1,24	1,30
		VI	0,03	0,03	0,00	0,03	0,12	0,03	0,12	0,18	0,03	0,24	0,03	0,03	0,04

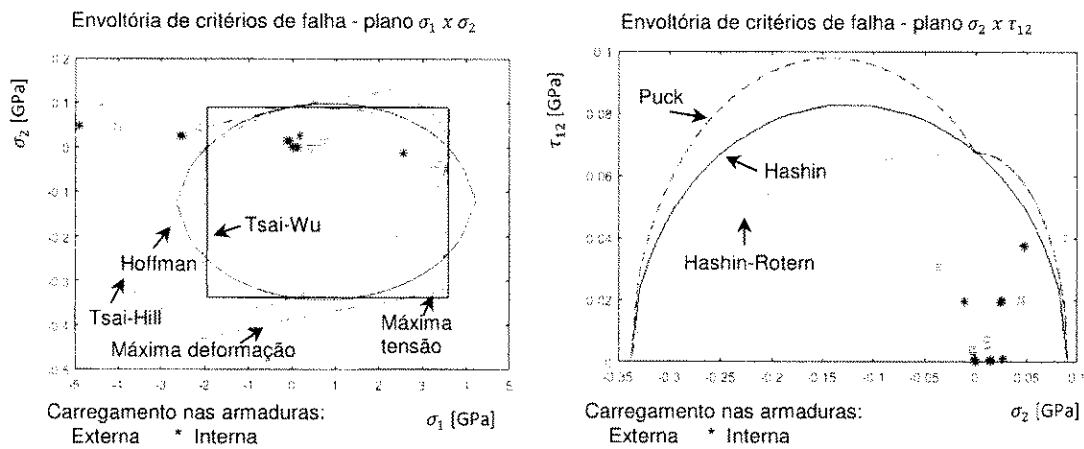


Figura 6-1 - Envoltórias dos critérios de falhas e carregamentos no compósito, nas armaduras interna e externa - Caso A (compósito com propriedades iniciais).

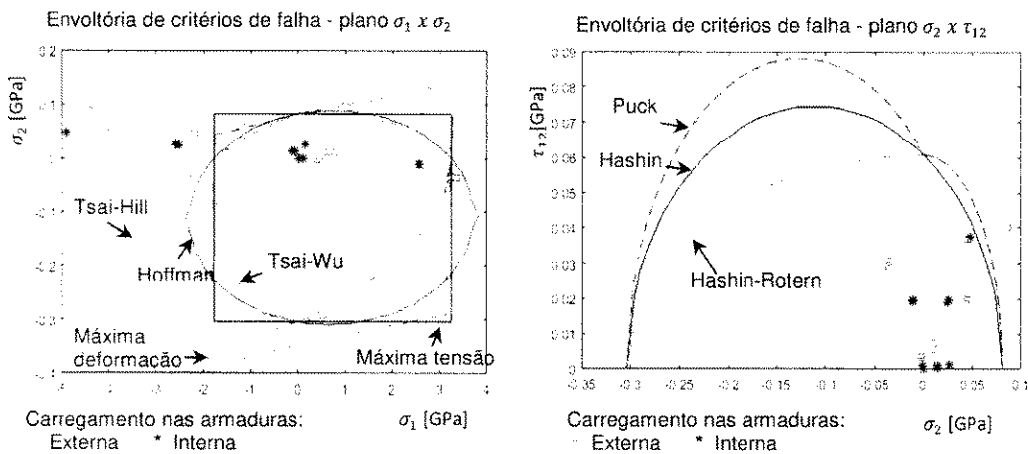


Figura 6-2 - Envoltórias dos critérios de falhas e carregamentos no compósito, nas armaduras interna e externa - Caso B (compósito com propriedades envelhecidas a 40°C).

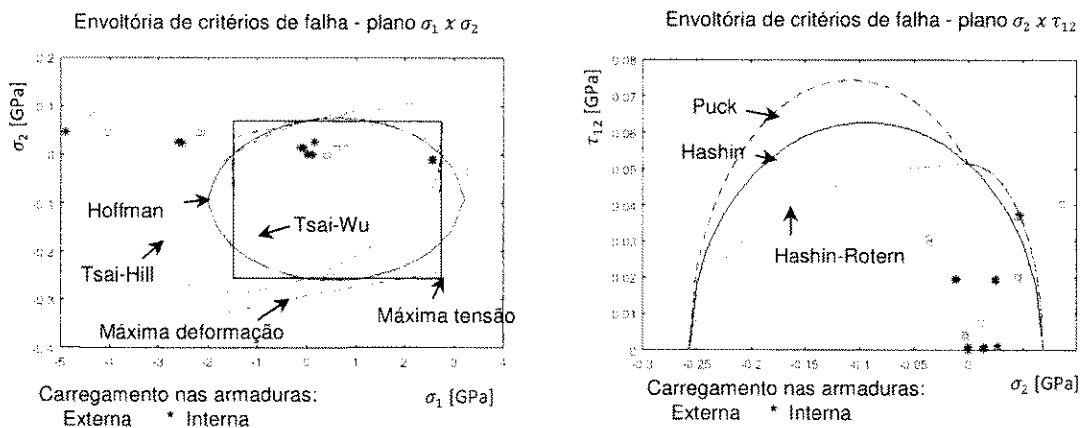


Figura 6-3 - Envoltórias dos critérios de falhas e carregamentos no compósito, nas armaduras interna e externa - Caso C (compósito com propriedades envelhecidas a 60°C).

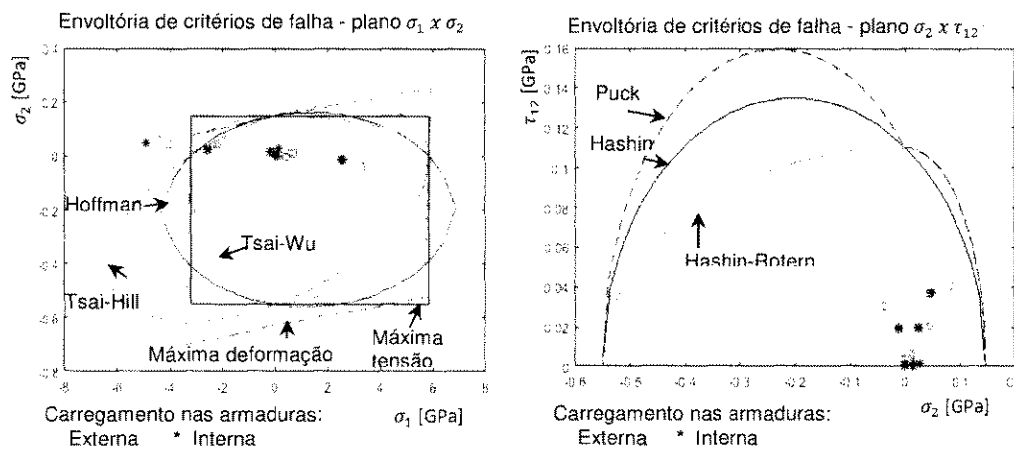


Figura 6-4 - Envoltórias dos critérios de falhas e carregamentos no compósito, nas armaduras interna e externa - Caso D (estudo de sensibilidade do compósito)

6.5 Discussão dos resultados

Do ponto de vista de carregamentos globais, o uso do compósito em substituição a camada estruturais em aço-carbono no duto flexível promoverá a redução significativa do peso linear do corpo tubular. Com isso, os carregamentos axiais na interface com a unidade estacionária de produção e no barco de instalação serão bastante reduzidos, da ordem de 30 a 50% como apresentado no item 6.3. Esta redução viabiliza a simplificação da configuração de *riser*, o uso de recursos de instalação de menor capacidade e, conseqüentemente, um sistema submarino mais simples e de menor custo comparado à solução de duto flexível em aço carbono com configuração complacente, num cenário de lâmina d'água de 3000 m.

No aspecto de carregamentos locais, o compósito aplicado a armadura de tração demonstra um comportamento não uniforme ao longo do *riser* apresentando algumas restrições, observa-se:

- Na região de topo, os fatores de utilização do compósito são influenciados pela combinação de pressão interna e tração axial. O aumento da pressão interna contribui para o aumento do carregamento axial podendo levar a falha da fibra. Para evitar este problema, o projeto do compósito deve garantir atendimento a propriedades mínimas estabelecidas na análise de sensibilidade, como observado no estudo do caso D. A concepção do compósito deve assegurar que a tensão e a deformação longitudinais máximas, mesmo na condição envelhecida, são adequadas aos níveis de carregamentos previstos na aplicação. Isso proporcionará fatores de utilização da fibra adequados, como observado na Tabela 6-11.

- Na região do TDP e em profundidades muito elevadas, o compósito na armadura de tração apresenta limitações severas, a pressão externa elevada em conjunto com baixo carregamento axial, mesmo com pressão interna, gera carregamentos compressivos na fibra, levando-a à falha. Neste caso, mesmo com análise de sensibilidade considerando um compósito de maior resistência, a falha persiste.

- Região intermediária ao longo da lâmina d'água, o compósito apresenta bom comportamento. Contudo, haverá um limite de profundidade cujos carregamentos passam a ser compressivos levando a falhas na fibra como discutido.

Os resultados obtidos apresentam coerência com abordagens de uso de duto flexível com armaduras em compósito, as quais limitam o uso do compósito à região de topo do riser e no trecho de fundo é mantido o duto flexível convencional, assim como *flowline* (DO *et al.*, 2013), (KALMAN *et al.*, 1999). Esta estratégia, evita submeter o compósito a carregamentos axiais compressivos que podem ocorrer na instalação (corpo tubular no TDP) e durante a vida operacional.

A diminuição do peso linear da estrutura do duto flexível, gerada pelo uso do compósito nas armaduras de tração, promovem efeitos secundários em outras camadas estruturais, tal como, menor efeito de aperto na armadura de pressão gerada pelo carregamento axial da armadura de tração na região de topo (*squeeze*).

Para avaliar o desempenho dos diferentes critérios de falha, são comparados os fatores de utilização calculados pelos diferentes critérios com os critérios referenciados pela DNV-OS-C501 (2013).

- Para a fibra, conforme já discutido no capítulo 5, os diferentes critérios estimam fatores de utilização próximos.

- Os critérios não fenomenológicos Tsai-Hill e Tsai-Wu apresentam estimativas de fatores de utilização próximos, contudo o critério de Hoffman neste estudo apresentou fatores de utilização no geral maiores, e se aproximando dos fatores de utilização indicados pelos critérios da fibra.

- Na matriz, os fatores de utilização apresentam divergências em termos de magnitude, como discutido no capítulo 5. Contudo, a identificação da falha é observada nos diferentes critérios.

Capítulo 7

Conclusão

Nesta pesquisa foram desenvolvidos modelos analíticos para análise axissimétrica e de flexão de dutos flexíveis com armaduras em compósito de reforços unidirecionais. Estes modelos foram estruturados a partir de condições de geometria das armaduras similares às armaduras em aço carbono e modelando o compósito como material transversalmente isotrópico.

Do ponto de vista de análise axissimétrica, as modificações nas equações, comparadas às equações para tendões em aço carbono, são pequenas, principalmente pela manutenção das características geométricas dos tendões. As mudanças observadas estão relacionadas apenas às diferentes propriedades mecânicas do compósito que se diferenciam entre direção fibra dominante, dita longitudinal, e matriz dominante, transversal.

No modelo de análise de flexão, as mudanças de material geram mudanças notórias nas equações, comparadas ao aço carbono. Em virtude da diferença entre o módulo de elasticidade em tração e compressão, a linha neutra sofre um deslocamento e, numa seção transversal, a região submetida à tração é maior que a submetida à compressão.

No aspecto de avaliação de falha no compósito, foi proposto neste trabalho um fluxo de análises a serem desenvolvidas no intuito de verificar a ocorrência de falha na matriz ou fibra. Sendo detectada falha na matriz, considera-se a degradação de propriedades na direção matriz dominante. Este fluxo proposto é direcionado à avaliação progressiva de falha. Outro fluxo de análise é proposto voltado à determinação do máximo carregamento axial suportado pelo compósito.

Ambos os fluxos necessitam de critérios de falha que permitam identificar falha na matriz ou fibra. Neste sentido, foram estudados cerca de oito critérios para verificação de falha na fibra (fenomenológicos ou não) e cinco critérios para matriz. O desempenho dos critérios foi avaliado levando a comparação com os critérios preconizados pela DNV-OS-C501 (2013) sendo observado, principalmente para a matriz que outros critérios identificam falha, apesar do critério recomendado pela

norma não identificar. Para a fibra, no geral critérios fenomenológicos e o critério recomendado pela norma apresentam significativa coerência na identificação da falha e estimativa do fator de utilização.

Para os critérios não fenomenológicos, observam-se divergências na identificação da falha entre estes critérios e os critérios fenomenológicos para fibra. Neste contexto, o critério de Hoffman, a depender do carregamento, apresentou estimativas de fatores de utilização mais coerentes com estimado pelos critérios da fibra. Salienta-se que os critérios não fenomenológicos utilizam uma aproximação de parâmetros em sua formulação, esta aproximação tem influencia no desempenho destes critérios.

Recomenda-se a verificação de falha em diversos critérios de maneira a realizar uma avaliação conservativa.

Aplicando os estudos desenvolvidos para análise local e identificação de falha no compósito, foi avaliado um cenário de aplicação de duto flexível com armaduras de tração em compósito com reforços unidirecionais em fibra de carbono e matriz epóxi em águas ultraprofundas, sendo observado que:

- O uso de compósito para substituir camadas estruturais do duto flexível, promove uma redução significativa de peso linear do corpo tubular, produzindo uma redução de carregamentos axiais num *riser*;
- Como alternativa de material para substituir o aço carbono em funções estruturais do duto flexível, o compósito em fibra de carbono epóxi, analiticamente demonstra potencial para resistir a cargas trativas, contudo, apresenta limitações para carregamentos compressivos. Numa aplicação em armadura de tração, o compósito estará sendo submetido a cargas trativas e compressivas, gerando limitações ao uso do compósito nesta camada;
- A degradação das propriedades do compósito durante o período operacional em virtude de carregamentos e ou ataque do meio, gera a necessidade do uso de fatores de segurança elevados comparado ao aço carbono e necessidade de testes de degradação para caracterização criteriosa dos modos de falha;
- O projeto do compósito permite o ajuste de sua composição de maneira a obter propriedades desejadas, ou seja, aumentar tensões máximas suportáveis;

- A avaliação de falha limitada a um único critério pode não contemplar todos os potenciais de falha, principalmente quando o compósito utilizado não tenha todos os modos de falha aplicáveis mapeados. Neste cenário, uma abordagem recomendável é avaliar diversos critérios, limitando a aplicação ao atendimento a todos os critérios.

7.1 Sugestões de trabalho futuro

No estudo de aplicação de compósitos em camadas estruturais de dutos flexíveis observa-se:

- Análise estrutural de compósito na concepção da armadura de pressão ou numa concepção aderente de carcaça, barreira de pressão e armadura de pressão.
- Realizar ensaios experimentais com carregamentos axiais e de flexão e verificar falha.
- Estudar o efeito de atrito nas armaduras de tração em compósito.
- Estudar a degradação combinada de envelhecimento do compósito em água, temperatura, meio corrosivo e carregamento.
- Estudar a concepção de um conector que atenda o uso das armaduras de tração em compósito.

Referências bibliográficas

AIRBOYD, Operation PLUTO (Pipe-Lines Under The Ocean) [S.1]: documentário publicado 2011, Disponível em: <https://www.youtube.com/watch?v=Nv9IBqPVuoE>, acessado em 16 de Julho de 2018, 15h51.

ANDERSON, T. A., FANG, B., ATTIA, M., JHA, V., DODDS, N., FINCH, D., LATTO, J., "Progress in the Development of Test Methods and Flexible Composite Risers for 3000 m Water Depths". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-27260-MS, Houston, Texas, USA, 2-5 May 2016.

ALFANO, G., BAHTUI, A., BAHAI, H. "Numerical Derivation of Constitutive Models for Unbonded Flexible Risers", **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 51, pp. 295-304, 2009.

API RECOMMENDED PRACTICE 17B, **Recommended Practice for Unbonded Flexible Pipe**, Fifth Edition, American Petroleum Institute, Woshington, USA, May-2014.

API SPECIFICATION 17J, **Specification for Unbonded Flexible Pipe**, Fourth Edition, American Petroleum Institute, Woshington, USA, November-2014.

BAHTUI, A., BAHAI, H., ALFANO, G., "A Finite Element Analysis for Unbonded Flexible Risers Under Torsion". In: **Proceedings of the ASME 2007 26th International Conference on Ocean, Offshore and Artic Engineering (OMAE 2007-29140)**, San Diego, USA, June 10-15 2007.

BAHTUI, A., BAHAI, H., ALFANO, G., "A Finite Element Analysis for Unbonded Flexible Risers Under Axial Tension". In: **Proceedings of the ASME 2008 27th International Conference on Ocean, Offshore and Artic Engineering (OMAE 2008-57627)**, Estoril, Portugal, June 15-20 2008.

BARBOSA, T., YU, L., KALMAN, M., "Recommended Practice for Unbonded Flexible Pipe Employing Composite Armour Material". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-24309, Rio de Janeiro, Brasil, 29-31 October 2013.

BATISTA, R. C., BOGARIN, J. A., EBECKEN, N. F. F., "Local Mechanical Behavior of Multilayered Flexible Risers". In: **Proceedings of the 7th International Symposium on Offshore Engineering**, pp. 494-510, Rio de Janeiro, August 1989.

BATISTA, R. C., EBECKEN, N. F. F., **Análise do comportamento mecânico local de tubos flexíveis**. Relatório técnico ET 15379-A, COPPER/UFRJ, Rio de Janeiro, Nov. 1988.

BERGE, S., ENGSETH, A., FYLLING, I., et al., FPS2000 – **Flexible Risers and Pipes: Handbook on Design and Operation of Flexible Pipes**. In: SINTEF Report STF70 A92006, Trondheim, Norway, 1992.

BRYANT, M., BHAT, S., CHEN, B., "Nonmetallic Unbonded Flexible Pipes for Deep Water". In: **Society of Petroleum Engineers**, SPE 108473, Veracruz, México, 27-30, June 2007.

CALLISTER, W. D., **Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução**. 7^a ed., Rio de Janeiro, LTC, 2008.

CAMPBELL, F. C., "Introduction to Composite Materials". In: Pfeifer, M. J., **Structural Composite Materials**, 1st ed., Chapter 1, ASM International, USA, 2010.

CAO, Y., BAI, Y., YAN, H., RUAN, W., "Safety Research on Fiber-reinforced Composite Flexible Pipe Installation Under the Effect of Wind, Wave and Current Load". In: **Proceedings of the 24th International Ocean and Polar Engineering Conference (ISOPE)**, pp. 663-670, Busan, Korea, Jun. 2014.

CARLSSON, L. A., PIPES, R. B., **Experimental Characterization of Composite Materials**. 1st ed., New York, Prentice-Hall, 1987.

CHAMIS, C. C., SENDECKYJ, G. P. "Critique on Theories Predicting Thermoelastic Properties of Fibrous Composites", **Journal of Composite Materials**, v. 2, n. 3, pp. 332-358, 1968.

CHAMIS, C. C., **Simplified Composite Micromechanics Equations for Hygral. Thermal and Mechanical Properties**. In: NASA Technical Memorandum 83320, 1983.

CHAWLA, K. K., **Composite Materials – Science and Engineering**. 3rd ed., New York, Springer, 2013.

CHEN, B., KALMAN, M., LEWICKI, P., ZHANG, Y. "Analytical and Finite Element Modelling of Nonbonded Flexible Pipes". In: **Proceedings of the Second European Conference on Flexible Pipes, Umbilicals and Marine Cables (MARINFLEX)**, London, August 1995.

CHUNG, D. D. L., "Tailoring Composite Materials". In: Derby, B., **Composite Materials – Science and Applications**, 2nd ed., Chapter 6, Springer, New York, USA, 2010.

COMPOSITESWORLD – The Markets: Oil and gas (2017) – disponível em: <https://www.compositesworld.com/articles/the-markets-oil-and-gas-2016>. Acesso em 08 Maio 2018, 20h33.

CRUZ, F. T. L., **Análise estrutural de linhas flexíveis pelo método dos elementos finitos**. M. Sc., EPUSP, São Paulo, Brasil, 1996.

CUSTODIO, A. B., **Modelagem numérica do comportamento axissimétrico de cabos umbilicais submarinos**. M. Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1999.

CUSTODIO, A. B., VAZ, M. A. "A Nonlinear Formulation for the Axisymmetric Response of Umbilical Cables and Flexible Pipes", **Journal of Applied Ocean Research**, v. 24, pp. 21-29, 2002.

DA SILVA, J. V., DAMIENS, A., "3000 m Water Depth Flexible Pipe Configuration Portfolio". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-26933-MS, Houston, USA, 2-5 May 2016.

DANIEL, I. M., ISHAI, O., **Engineering Mechanics of Composite Materials**. 1 ed. New York, Oxford University Press, 1994.

DNV-OS-C501 OFFSHORE STANDARD, **Composite Components**, Det Norske Veritas AS, November-2013.

DO, A. T., LAMBERT, A., "Qualification of Unbonded Dynamic Flexible Riser with Carbon Fiber Composite Armors". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-23281, Houston, Texas, USA, 30 April-3 May 2012.

DO, A. T., BERNARD, G., HANONGE, D., "Carbon Fiber Armors Applied to Presalt Flexible Pipe Developments". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-24036, Houston, Texas, USA, 6-9 May 2013.

DODDS, N., JHA, V., LATTO, J., FINCH, D., "Unbonded Flexible Pipe: Composite Reinforcement for Optimized Hybrid Design". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-25753-MS, Houston, Texas, USA, 4-7 May 2015.

DONG, L., HUANG, Y., DONG, G., et al. "Bending Behavior Modeling of Unbonded Flexible Pipes Considering Tangential Compliance of Interlayer Contact Interfaces and Shear Deformations", **Marine Structures**, v. 42, pp. 154-174, 2015.

DVORAK, G. J., LAWS, N., HEJAZI, M. "Analysis of Progressive Matrix Cracking in Composite Laminates I", **Journal of Composite Materials**, v. 19, pp. 216-234, 1985.

EBRAHIMI, A., KENNY, S., HUSSEIN, A., "Finite Element Investigation on the Tensile Armor Wire Response of Flexible Pipe for Axisymmetric Loading Conditions Using an Implicit Solver". **Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering**, OMAE-15-1067, v. 140, 2018.

ESTRIER, P., "Updated Method for the Determination of the Service Life of Flexible Risers". In: **Proceedings of the First European Conference on Flexible Pipes, Umbilicals and Marine Cables (MARINFLEX)**, London, Nov. 1992.

FERET, J. J., BOURNAZEL, C. L., "Evaluation of Flexible Pipes' Life Expectancy Under Dynamic Conditions". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-5230, Houston, Texas, USA, 5-8 May 1986.

FERET, J. J., BOURNAZEL, C. L. "Calculation of Stress and Slip in Structural Layers of Unbonded Flexible Pipes", **Journal of Offshore & Mechanic Arctic Engineering**, v. 109, pp. 263-269, 1987.

FERET, J. J., MOMPLOT, G., **CAFLEX – A Program for Capacity Analysis of Flexible Pipes Theory Manual**. In: SINTEF Report STF71 F91019, 1991.

FERET, J. J., LEROY, J. M., ESTRIER, P., "Calculation of Stresses and Slips in Flexible Armour Layers with Layers Interaction". In: **Proceedings of OMAE1995 Conference**, v. 5, pp. 469-474, Copenhagen, Jun. 1995.

FERGESTAD, D., LOTVEIT, A. A., **Handbook on Design and operation of flexible pipes**. OC2017 A-001, 2017 ed., Norway, SINTEF Ocean, 2017.

FERNANDO, U. S., DAVIDSON, M., SIMPSON, C., PIRLING, T., YAN, K., CALLAGHAN, M. D., ROY, M., FRANCIS, J. A., WITHERS, P. J., "Measurement of

Residual Stress Shakedown in Pressure/Tensile Armour Wires of Flexible Pipes by Neutron Diffraction". In: **Proceedings of the ASME 2015 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE 2015-41328)**, Newfoundland, Canada, 31 May-5 June 2015.

FERNANDO, U. S., DAVIDSON, YAN, K., ROY, M. J., PIRLING, T., WITHERS, P. J., FRANCIS, J. A., "Evolution of Residual Stress in Tensile Armour Wires of Flexible Pipes During Pipe Manufacture". In: **Proceedings of the ASME 2015 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE 2017-61490)**, Trondheim, Norway, 25-30 June 2017.

FYLLING, I., BECH, A., "Effects of Internal Friction and Torque Stiffness on the Global Behavior of Flexible Risers and Umbilicals". In: **Proceedings of the 10th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering**, Stavanger, Norway, 1991.

FLECK, N. A., LIU, D. "Microbuckle Initiation from a Patch of Large Amplitude Fibre Waviness in a Composite under Compression and Bending", **European Journal of Mechanics – A/Solids**, v. 20, n. 1, pp. 23-37, 2001.

FRANK, E., INGILDEEV, D., BUCHMEISER, M. R. "High Performance PAN-Based Carbon Fibers and Their Performance Requirements", **Structures and Properties of High-Performance Fibers**, pp. 7-30, 2017.

GENTIL, V., **Corrosão**. 3 ed. Rio de Janeiro, Livros Técnicos e Científicos – LTC, 1996.

GONZALEZ, G. M., CORTINA, J. P., SOUSA, J. R. M., SAGRILO, L. V. "Alternative Solution of the Geodesic Differential Equations Applied to the Mechanical Analysis of the Tensile Armours of Flexible Pipes under bending", **Mathematical Problems in Engineering**, v. 2018, 2018.

GOULD, P. L., **Introduction to Linear Elasticity**. 3rd ed., New York, Springer, 2013.

GOTO, Y., OKAMOTO, T., ARAKI, M., FUKU, T. "Analytical Study of the Mechanical Strength of Flexible Pipes", **Journal of Offshore & Mechanic Arctic Engineering**, v. 109, pp. 249-253, 1987.

HALPIN, J. C., **Effect of Environmental Factors on Composite Materials**. In: Technical Report AFML-TR-67-423, 1969.

HALPIN, J. C., KARDOS, J. L. "A Halpin-Tsai Equations: A Review", **Polymer Engineering and Science**, v. 16, n. 5, pp. 344-352, 1976.

HASHIN, Z., ROTEM, A. "A Fatigue Failure Criterion for Fiber reinforced Materials", **Journal of Composite Materials**, v. 7, n. 4, pp. 448-464, 1973.

HASHIN, Z. "Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites", **Journal of Applied Mechanics**, v. 47, n. 2, pp. 329-334, 1980.

HOFFMAN, O. "The Brittle Strength of Orthotropic Materials", **Journal of Composite Materials**, v. 1, n. 2, pp. 200-206, 1967.

HOLMES, M. *Carbon Fiber Reinforced Plastic Market Continues Growth Path (Part 1)*. Disponível em: <https://www.materialstoday.com/carbon-fiber/feature/carbon-fiber-reinforced-plastics-market-continues>. Acesso em: 08 Maio 2018, 20h10.

HUSON, M. G. "High Performance Pitch-Based Carbon Fibers", **Performance Fibers**, pp. 31-78, 2017.

JHA, V., DODDS, N., LATTO, J., FINCH, D., KARABELAS, G., ANDERSON, T. A., BAEHMANN, VERMILYEA, M. E., "Flexible Fiber-reinforced Pipe for 10000-foot Water Depths: Performance Assessments and Future Challenges". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-25393-MS, Houston, Texas, USA, 5-8 May 2014.

KACHANOV, L. M. "Rupture Time under Creep Conditions", **Journal of Fracture**, v. 97, n. 1, pp. 11-18, 1999.

KALMAN, M., BLAIR, T., HILL, M., LEWICKI, P., MUNGALL, C., RUSSELL, B., "Composite Armored Flexible Riser System for Oil Export Service". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-11010, Houston, USA, 3-6 May 1999.

KALMAN, M., YU, L., SEYMOUR, M., ERNI, J., "Qualification of Composite Armor Materials for Unbonded Flexible Pipe". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-23185, Houston, USA, 30 April 3 May 2012.

KALMAN, M., YU, L., SALIMI, A., LIU, J., "Qualification of Flexible Fiber-Reinforced Pipe for Ultra-deepwater Applications". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-23931, Houston, USA, 6-9 May 2013.

KALMAN, M., YU, L., DURR, C., SUAREZ, J., "Qualification of Unbonded Flexible Pipe to API and DNV Standards". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-25092-MS, Houston, USA, 5-8 May 2014.

KEBADZE, E., KRAINCANIC, I. "Non Linear Bending Behavior of Offshore Flexible Pipes". In: **Proceedings of the ninth International Offshore and Polar Engineering Conference**, v. 2, pp. 226-233, Brest, France, Jun. 1999.

KIM, B., KOTEGAWA, T., EOM, Y., AN, J., HONG, I., KATO, O., NAKABAYASHI, K., MIYAWAKI, J., KIM, B. C., MOCHIDA, I., YOON, S. "Enhancing the Tensile Strength of Isotropic Pitch-Based Carbon Fiber by Improving the Stabilization and Carbonization Properties of Precursor Pitch", **Carbon**, v. 99, pp. 649-657, 2016.

KNOPS, M., **Analysis of Failure in Fiber Polymer Laminates – The Theory of Alfred Puck**. Springer, 2008.

KUNPENG, W., CHUNYAN, J. "Helical Wire Stress Analysis of Unbonded Flexible Riser Under Irregular Response", **Journal of Marine Science and Application**, v. 16, pp. 208-215, 2017.

LAMBERT, A., DO, A., FELIX-HENRY, A., GROSJEAN, F., "Qualification of Unbonded Dynamic Riser with Carbon Fiber Composite Armours". In: **Proceedings of the ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE 2012-83130)**, Rio de Janeiro, Brasil, July 1-6 2012.

LAWS, N., DVORAK, G. J., HEJAZI, M. "Stiffness Changes in Unidirectional Composites Caused by Crack Systems", **Mechanics of Materials**, v. 2, n. 2, pp. 123-137, 1983.

LIU, J., VAZ, A. M., DUAN, M., LI, X., "Axisymmetric Mechanical of Flexible Risers". In: **Proceedings of the ASME 2015 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE 2015-41440)**, Newfoundland, Canada, May 31-June 5 2015.

LIU, J., VAZ, M. A. "Axisymmetric Viscoelastic Response of Flexible Pipes in Time Domain", **Applied Ocean Research**, v. 55, pp. 181-189, 2016a.

LIU, J., VAZ, M. A. "Viscoelastic Axisymmetric Structural Analysis of Flexible Pipes in Frequency Domain Considering Temperature Effect", **Marine Structures**, v. 50, pp. 111-126, 2016b.

MAIMI, P., CAMANHO, P. P., MAYUGO, J. A., DAVILA, C. G. "A Continuum Damage Model for Composite Laminates: Part I – Constitutive model", **Mechanics of Materials**, v. 39, pp. 897-908, 2007.

MAKINO, Y., FUKU, T., ISHII, K., YOSHIKAWA, M., WADA, H. "A Design of Flexible Riser Pipe with Composite Material". In: **Proceedings of the fifth International Offshore and Polar Engineering Conference**, v. 2, pp. 184-189, Hague, Netherlands, Jun. 1995.

MCIVER, D. B. "A Method of Modelling the Detailed Component and Overall Structural Behaviour of Flexible Pipe Sections", **Engineering Structures**, v. 17, N° 4, pp. 254-266, 1995.

MCS Kenny – Real Life JIP Interim Report. In: N° 1-4-5-025/IR04, Rev. 02, June 2006.

MEDINA, A. R., **Análise estrutural viscoelástica axissimétrica de dutos flexíveis**. M. Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2008.

MUREN, J., **Failures modes, inspection, testing and monitoring**. Relatório técnico P5996-RPT01-REV02, Seaflex, Norway, December -2007.

NUISMER, R. J., TAN, S. C. "Constitutive Relations of a Cracked Composite Lamina", **Journal of Composite Materials**, v. 22, n. 4, pp. 306-321, 1988.

NUISMER, R. J., TAN, S. C. "A Theory for Progressive Matrix Cracking in Composite Laminates", **Journal of Composite Materials**, v. 23, n. 10, pp. 1029-1047, 1989.

OLIVEIRA, J. G., GOTO, Y., OKAMOTO, T., "Theoretical and Methodological Approaches to Flexible Pipe Design and Application". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-5021, Houston, USA, 517-524, May 1985.

PEREZ, T. E., "Corrosion in the Oil and Gas Industry: An Increasing Challenge for Materials", **Journal of the Minerals**, v. 65, pp. 1033-1042, 2013.

PHAM, D. C., GUO, T. F., ZHANG, Z., et al., "An Effective Constitutive Model for Unbonded Flexible Risers". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-24964-MS, Kuala Lumpur, Malaysia, 25-28 March 2014.

PUCK, A., KOPP, J., KNOPS, M. "Guidelines for the Determination of the Parameters in Puck's Action Plane Strength Criterion", **Composites Science and Technology**, v. 62, n. 3, pp. 371-378, 2002a.

PUCK, A., KOPP, J., KNOPS, M. Errata to "Guidelines for the Determination of the Parameters in Puck's Action Plane Strength Criterion", **Composites Science and Technology**, v. 62, n. 3, pp. 371-378, 2002b.

PUCK, A., SCHURMANN, H. "Failure Analysis of FRP Laminates by Means of Physically Based Phenomenological Models", **Composites Science and Technology**, v. 62, n. 12, pp. 1633-1662, 2002.

QVAM, H., **IHS Market Survey System Umbilicals and Flexible pipe**. HIS Report version 16.0, IHS Consultoria, April 2016.

RAMOS, R., PESCE, C. P., MARTINS, C. A., "A Comparative Analysis Between Analytical and FE-Based Models for Flexible Pipes Subjected to Axisymmetric Loads". In: **Proceedings of tenth International Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE)**, v. 2, pp. 80-88, Seattle, USA, Jun. 2000.

RAMOS, R., PESCE, C. P., "A consistent Analytical Model to Predict the Structural Behavior of Flexible Risers Subjected to Combined Loads". In: **Proceedings of OMAE2002 Conference**, MAT-28081, Oslo, Norway, Jun. 2002.

RAMOS, R., KAWANO, A. "Local Structural Analysis of Flexible Pipes Subjected to Traction, Torsion and Pressure Loads", **Marine Structures**, v. 42, pp. 95-114, 2015.

RIBEIRO, M. L., TITA, V., VANDEPITTE, D. "A New Damage Model for Composite Laminates", **Composite Structures**, v. 94, n. 2, pp. 635-642, 2012.

SAEVIK, S. "A Finite Element Model for Predicting Stresses and Slip in Flexible Pipe Armouring Tendons", **Computers and Structures**, v. 46, pp. 219-230, Nov. 1993.

SAEVIK, S., BRUASETH, S. "Theoretical and Experimental Studies of the Axisymmetric Behavior of Complex Umbilical Cross-section", **Applied Ocean Research**, v. 27, pp. 97-106, 2005.

SAEVIK, S. "Theoretical and Experimental Studies of Stresses in Flexible Pipes", **Computers and Structures**, v. 89, pp. 2273-2291, Sept. 2011.

SALIMI, A., KALMAN, M., YU, L., LIU, J., JOSHI, R., "Qualification of Flexible Fiber-Reinforced Pipe for Ultra-deepwater Applications – Update on Phase 1 Engineering and Phase 2 Prototype Testing". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-25084-MS, Houston, USA, 5-8 May 2014.

SANTOS, F., PIRES, F., CLEMENTS, R., CLEVARIO, J., SHELDRAKE, T., SOUZA, L. F. G., KENEDI, P. P., "Evaluation of the Effects of CO₂ Partial Pressure on the Corrosion Fatigue Behavior of Flexible Pipe Tensile Armor Wire". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-21262, Houston, USA, 2-5 May 2011.

SHEN, Y., RUSSELL, C., ANDERSON, K., "Investigation of Flexible Pipe Tensile Armour Bending Curvature Equations and Associated Bending Stress". In: **Proceedings of the twenty-fourth International Ocean and Polar Engineering Conference (ISOPE)**, pp. 183-189, Busan, Coreia do Sul, Jun. 2014.

SOUZA, J.R. M., **Análise numérica de risers flexíveis**. M. Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1999.

SOUZA, J. R. M., **Análise local de linhas flexíveis pelo método dos elementos finitos**. D. Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2005.

SOUZA, J. R.M., MAGLUTA, C., ROITMAN, N., LONDONO, T. V., CAMPELLO, G. C., "A Study on the Response of a Flexible Pipe to Combined Axisymmetric Loads". In: **Proceedings of the ASME 2013 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE 2013-11384)**, Nantes, France, June 9-14 2013.

SOUZA, J. R.M., MAGLUTA, C., ROITMAN, N., CAMPELLO, G. C., "On the Axisymmetric Response of a Damaged Flexible Pipe". In: **Proceedings of the ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE 2014-23984)**, San Francisco, USA, June 8-13 2014.

SMITS, A., NETO, T. B., BOER, H., "Thermoplastic Composite Riser Development for Ultradeep Water". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-29061-MS, Houston, USA, 30 April 3 May 2018.

TARPANI, J. R., MILAN, M. T., SPINELLI, D., BOSE, W. W., "Mechanical Performance of Carbon-Epoxy Laminates Part II: Quasi-Static and Fatigue Tensile Properties", **Material Research**, v. 9, n. 2, 2006.

TERESA, E. P. "Corrosion in the Oil and Gas Industry: An Increasing Challenge for Materials", **Journal of Minerals, Metals & Materials Society**, v. 65, n. 8, pp. 1033-1042, 2013.

TSAI, S. W., HAHN, H. T. **Introduction to Composite Materials**. 1 ed. Pennsylvania, Technomic Publishing Company Inc., 1980.

TSAI, S. W., **Strength Characteristics of Composite Materials**. In: NASA Contractor Report 224, California, USA, 1965.

TSAI, S. W., WU, E. M. "A General Theory of Strength for Anisotropic Materials", **Journal of Composite Materials**, v. 5, n. 1, pp. 58-80, 1971.

WASS, A. M., SCHULTHEISZ, C. R. "Compressive Failure of Composites, part II: Experimental Studies", **Progress in Aerospace Sciences**, v. 32, n. 1, pp. 43-78, 1996.

WAZIR, A. H., KAKAKHEL, L. "Preparation and Characterization of Pitch-Based Carbon Fibers", **New Carbon Materials**, v. 24, n. 1 pp. 83-88, 2009.

WILKINS, J., "Qualification of Composite Pipe". In: **Offshore Technology Conference**, OTC-27179-MS, Houston, USA, 2-5 May 2016.

WITZ, J., TAN, Z. "On the Axial-Torsional Behavior of Flexible Pipes, Umbilicals and Marine Cables", **Marine Structures**, v. 5, pp. 205-227, 1992a.

WITZ, J., TAN, Z. "On the Flexural Structural Behavior of Flexible Pipes, Umbilicals and Marine Cables", **Marine Structures**, v. 5, pp. 229-249, 1992b.

WITZ, J. "A Case Study in the Cross-section Analysis of Flexible Risers", **Marine Structures**, v. 9, pp. 885-904, 1996.

YANG, J., NAKABAYASHI, K., MIYAWAKI, L., YOON, S. "Preparation of Isotropic Pitch-Based Carbon Fiber Using Hyper Coal Through Co-Carbonation With Ethylene Bottom Oil", **Journal of Industrial and Engineering Chemistry**, v. 34, pp. 397-404, 2016.

ZHANG, M., CHEN, X., FU, S., GUO, Y., MA, L. "Theoretical and Numerical Analysis of Bending Behavior of Unbonded Flexible Risers", **Marine Structures**, v. 44, pp. 311-325, 2015.

ZHAO, L., QIN, T., ZHANG, J., CHEN, Y. "3D Gradual Material Degradation Model for Progressive Damage Analyses of Unidirectional Composite Materials", **Mathematical Problems in Engineering**, v. 2015, ID145629, 2015.

Apêndice A

Resultados de análise axissimétrica

Resultados das análises axissimétricas discutidos no item 3.4 do capítulo 3:

Tabela A-1 – Casos de análise

CASOS	PRESSÃO EXTERNA	MOMENTO	PRESSÃO INTERNA	CARGA AXIAL
CASO 1.1.A	0	-15 kN.m	0	0
CASO 1.1.B				1000 kN
CASO 1.1.C				2000 kN
CASO 1.2.A			20,4 MPa	0
CASO 1.2.B				1000 kN
CASO 1.2.C				2000 kN
CASO 1.3.A		+ 15 kN.m	0	0
CASO 1.3.B				1000 kN
CASO 1.3.C				2000 kN
CASO 1.4.A			20,4 MPa	0
CASO 1.4.B				1000 kN
CASO 1.4.C				2000 kN
CASO 2.1.A	- 15 MPa	-15 kN.m	0	0
CASO 2.1.B				1000 kN
CASO 2.1.C				2000 kN
CASO 2.2.A			20,4 MPa	0
CASO 2.2.B				1000 kN
CASO 2.2.C				2000 kN
CASO 2.3.A		+ 15 kN.m	0	0
CASO 2.3.B				1000 kN
CASO 2.3.C				2000 kN
CASO 2.4.A			20,4 MPa	0
CASO 2.4.B				1000 kN
CASO 2.4.C				2000 kN

Tabela A-2 – Resultados da análise axissimétrica

	CASO 1.1			CASO 1.2			CASO 1.3			CASO 1.4		
	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C
$\Delta L (m)$	6,62E-006	2,00E-003	4,00E-003	2,35E-03	4,35E-03	6,34E-03	-6,62E-06	1,99E-03	3,98E-03	2,34E-03	4,33E-03	6,33E-03
$\Delta \theta (rad)$	-9,25E-003	-9,75E-003	-1,03E-002	-6,05E-04	-1,11E-03	-1,61E-03	9,25E-03	8,74E-03	8,24E-03	1,79E-02	1,74E-02	1,69E-02
$\Delta R_{carc}(m)$	-1,38E-007	-1,98E-005	-3,94E-005	-9,17E-04	-9,36E-04	-9,56E-04	1,38E-07	-1,95E-05	-3,91E-05	-9,16E-04	-9,36E-04	-9,56E-04
$\Delta R_{parr}(m)$	-8,42E-008	-1,09E-005	-2,17E-005	-4,52E-04	-4,63E-04	-4,74E-04	8,42E-08	-1,07E-05	-2,15E-05	-4,52E-04	-4,63E-04	-4,73E-04
$\Delta R_{zeta}(m)$	-2,97E-008	-2,27E-006	-4,51E-006	-1,77E-06	-4,01E-06	-6,25E-06	2,97E-08	-2,21E-06	-4,45E-06	-1,71E-06	-3,95E-06	-6,19E-06
$\Delta R_{arm\ int}(m)$	-2,34E-007	4,61E+002	-6,38E-006	-3,17E-06	-6,24E-06	-9,32E-06	2,34E-07	-2,84E-06	-5,91E-06	-2,70E-06	-5,78E-06	-8,85E-06
$\Delta R_{arm\ ext}(m)$	-2,41E-007	-5,05E-006	-9,86E-006	-5,52E-06	-1,03E-05	-1,51E-05	2,41E-07	-4,57E-06	-9,38E-06	-5,04E-06	-9,85E-06	-1,47E-05
$\Delta R_{cap\ ext}(m)$	1,89E-008	5,70E-006	1,14E-005	8,78E-04	8,84E-04	8,90E-04	-1,89E-08	5,66E-06	1,13E-05	8,78E-04	8,84E-04	8,89E-04
$\Delta \alpha_{arm\ int}(rad)$	-6,02E-004	-1,33E-004	3,37E-004	5,53E-04	1,02E-03	1,49E-03	6,02E-04	1,07E-03	1,54E-03	1,76E-03	2,23E-03	2,70E-03
$\Delta \alpha_{arm\ ext}(rad)$	-5,59E-004	-1,13E-003	-1,69E-003	-6,70E-04	-1,24E-03	-1,80E-03	5,59E-04	-7,55E-06	-5,74E-04	4,48E-04	-1,19E-04	-6,85E-04

	CASO 2.1			CASO 2.2			CASO 2.3			CASO 2.4		
	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C
$\Delta L (m)$	-2,30E-03	-3,02E-04	1,69E-03	4,82E-05	2,04E-03	4,04E-03	-2,31E-03	-3,15E-04	1,68E-03	3,50E-05	2,03E-03	4,03E-03
$\Delta \theta (rad)$	-1,50E-02	-1,55E-02	-1,60E-02	-6,36E-03	-6,86E-03	-7,37E-03	3,50E-03	2,99E-03	2,49E-03	1,21E-02	1,16E-02	1,11E-02
$\Delta R_{carc}(m)$	6,41E-04	6,22E-04	6,02E-04	-2,75E-04	-2,95E-04	-3,14E-04	6,42E-04	6,22E-04	6,03E-04	-2,75E-04	-2,94E-04	-3,14E-04
$\Delta R_{parr}(m)$	3,17E-04	3,07E-04	2,96E-04	-1,35E-04	-1,45E-04	-1,56E-04	3,18E-04	3,07E-04	2,96E-04	-1,34E-04	-1,45E-04	-1,56E-04
$\Delta R_{zeta}(m)$	3,18E-06	9,40E-07	-1,30E-06	1,44E-06	-7,99E-07	-3,04E-06	3,24E-06	9,99E-07	-1,24E-06	1,50E-06	-7,40E-07	-2,98E-06
$\Delta R_{arm\ int}(m)$	3,49E-06	4,20E-07	-2,65E-06	5,55E-07	-2,52E-06	-5,59E-06	3,96E-06	8,87E-07	-2,19E-06	1,02E-06	-2,05E-06	-5,12E-06
$\Delta R_{arm\ ext}(m)$	5,27E-06	4,58E-07	-4,35E-06	-1,03E-08	-4,82E-06	-9,63E-06	5,75E-06	9,40E-07	-3,87E-06	4,72E-07	-4,34E-06	-9,15E-06
$\Delta R_{cap\ ext}(m)$	-6,10E-04	-6,05E-04	-5,99E-04	2,68E-04	2,73E-04	2,79E-04	-6,10E-04	-6,05E-04	-5,99E-04	2,68E-04	2,73E-04	2,79E-04
$\Delta \alpha_{arm\ int}(rad)$	-1,56E-03	-1,09E-03	-6,18E-04	-4,02E-04	6,75E-05	5,37E-04	-3,53E-04	1,17E-04	5,86E-04	8,02E-04	1,27E-03	1,74E-03
$\Delta \alpha_{arm\ ext}(rad)$	-2,88E-04	-8,54E-04	-1,42E-03	-3,99E-04	-9,65E-04	-1,53E-03	8,30E-04	2,64E-04	-3,03E-04	7,19E-04	1,53E-04	-4,14E-04

Apêndice B

Análise global

B.1 Definições do Modelo de Análise Global

A análise global de riser tem o objetivo de estabelecer os carregamentos que a estrutura do duto flexível será submetida numa aplicação. A partir destes carregamentos, são realizadas análises locais para identificar a violação de critérios de falhas e determinar os fatores de utilização das camadas do corpo tubular do flexível.

A estimativa de carregamentos globais é obtida pela análise em softwares baseado em elementos finitos dedicados a este tipo de análises (orcaflex, deepflex, anflex, etc) utilizando metodologias de onda regular, irregular, contorno ambiental, etc.

Para fins de estudo, neste tópico é apresentada a metodologia utilizada e os resultados de análises globais a partir de simulação numérica baseada na análise desacoplada do riser e unidade flutuante. A concepção básica da análise desacoplada de riser considera que a unidade flutuante aplica um movimento ao riser, sendo avaliado o comportamento do riser a este movimento prescrito.

B.2 Cálculo numérico de carregamento para riser em catenária livre

A análise global aplica ao riser movimentos prescritos obtidos pelo cruzamento do espectro de movimento da unidade flutuante com espectro de onda. Os movimentos prescritos são aplicados ao duto flexível sendo obtida a resposta dinâmica do riser flexível a esta excitação.

3.2.1 Análise numérica com onda regulares

A análise global utilizando o procedimento de onda determinística (*Deterministic Wave Procedure* - DWP) considerada a representação do estado de mar através de uma única onda com amplitude H_{max} e período T_{max} .

Para realização da análise através do DWP, é considerado o seguinte processo:

1. RAO é transferido para o ponto de conexão do riser na plataforma;
2. Para cada direção de incidência, é considerado um espectro de onda em

função de H_s e T_p (por exemplo, o espectro de JONSWAP ou Pierson-Moskowitz). Este espectro de onda deverá ser cruzado com RAO estabelecendo o espectro de movimento.

$$S_{mov}(w) = RAO(w)^2 \cdot S(H_s, T_p, w) \quad (B.1)$$

Onde, $S(H_s, T_p, w)$ é o espectro de mar; $S_{mov}(w)$ é o espectro de movimento.

3. A amplitude máxima é calculada considerando as seguintes premissas:

- Considerando a elevação do mar um processo Gaussiano de banda estreita, a função de distribuição de probabilidade dos picos pode ser descrita como uma distribuição de Rayleigh:

$$f(y_m) = \frac{y_m}{m_0} \cdot e^{\left(-\frac{y_m^2}{2m_0}\right)}, \quad y_m \geq 0 \quad (B.2)$$

Sendo m_0 o momento espectral de ordem 0: $m_0 = \int_{-\infty}^{\infty} w^0 \cdot S(w) \cdot dw$; e y_m são os picos.

- A condição extrema é determinada considerando uma distribuição de Gambel Tipo I, na qual a altura máxima de onda com probabilidade de uma única ocorrência dentre os n picos num período de 100 anos.

$$H_{max} = \sqrt{m_0} \cdot \sqrt{2 \cdot \ln\left(\frac{T}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{m_2}{m_0}}\right)} \quad (B.3)$$

Sendo m_2 o momento espectral de ordem 2: $m_2 = \int_{-\infty}^{\infty} w^2 \cdot S(w) \cdot dw$

- Considerando uma ocorrência de $n=1000$ picos no período de 10800 s

$$H_{max} = 1,86 \cdot H_s \quad (B.4)$$

Esta relação permitir estabelecer a altura máxima da onda determinística.

4. Análise é realizada considerando uma onda com altura de H_{max} e período T_p .

B.3 Estudo de caso para riser flexível em catenária livre

Para o estudo de caso referente ao cálculo de carregamento do *riser* flexível com armaduras em material compósito foi estabelecida a seguinte envoltória:

B.3.1 Modelo de estado de mar

Para este estudo, consideram-se dados de correnteza de superfície e o perfil ao longo da profundidade é obtido por interpolação linear mantendo a direção superficial, Tabela B-1. Para onda são considerados altura máxima e período associado a um evento extremo centenário para as principais direções, Tabela B-2.

Tabela B-1 - Dados de correnteza de superfície

Velocidade (m/s)	Direção
1,25	SE
1,02	NW
0,98	E
1,59	S
1,02	N
1,25	W
1,07	NE
1,43	SW

Tabela B-2 - Dados de altura significativa e período associado

$H_s(m)$	$T_p(s)$	Direção
7,1	8,0	NW
10,5	9,5	SE
7,5	7,5	W
9,8	8,0	N
13,0	8,0	S
9,0	9,0	E
14,5	7,0	SW
9,9	8,0	NE

B.3.2 Unidade Flutuante

A unidade flutuante consiste num FPSO (*Floating Production Storage and Offloading*) com ancoragem tipo *spread mooring* numa lamina de água (LDA) de 3000 m, *offset* para condição extrema de 8,4% da lâmina de água, azimuth de 195° e período de ressonância de *roll* de 16 segundos numa amplitude de 5,5 graus por metro.

B.3.3 Riser flexível

Para este estudo foi considerado um *riser* flexível em catenária livre com ângulo de topo na condição neutra de 5°. São considerados três diferentes composições de *riser* a fim de obter carregamentos possíveis no *riser* composto em diferentes regiões e comparar com, *riser* em aço carbono. As composições consideradas são: *riser* com duto convencional; *riser* com trecho de topo em duto com armaduras em compósito e trecho de fundo duto convencional; e duto com trechos de topo e fundo em compósito.

Na Tabela B-3 são apresentadas as características do duto.

Tabela B-3 - Dados do riser flexível de referência

Descrição	Parâmetros	
	Estrutura com armaduras em compósito	Estrutura com armaduras em aço-carbono
Diâmetro Interno (mm)	152,4	152,4
Diâmetro Externo (mm)	250	290
Peso vazio no ar (kg/m)	93	170
Peso vazio na água (kg/m)	44	111
Rigidez Axial (MN)	470	800
Rigidez a Flexão (kN.m ²)	23	50
Rigidez a Torção (kN.m ²)	1572	4450
Seções		
Trecho	Seção de topo	Seção de fundo
Comprimento (m)	2300	1580

B.3.4 Casos de Carregamentos

Na análise numérica, foram consideradas combinações de incidência de onda e correnteza que proporcionem *offset* na unidade flutuante em relação ao plano do riser, de modo a deslocar da plataforma na direção *near*, *far*, *cross* e *trans*. As análises utilizam onda determinística (DWP) na combinação da Tabela B-4.

B.4 Resultados de carregamento na interface riser-unidade flutuante

As análises numéricas foram realizadas no *software* Anflex® desenvolvido pela Petrobras em parcerias com centros de pesquisas no Brasil, que utiliza o método de elementos finitos para cálculo de carregamentos ao longo do riser. Nas Tabelas B-5 a B-7, são apresentados os resultados de máximo carregamento obtidos para três diferentes composições de *riser*.

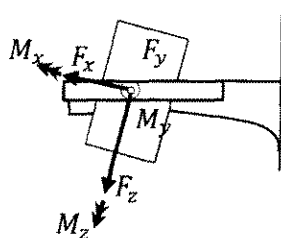


Figura B-1 – Sistema de referencia dos carregamentos

Tabela B-4 – Casos de análise com onda determinística

CASO DE ANÁLISE	Onda				Corrente		Offset	
	H_{max} (m)	T(s)	Direção* (°)	Direção associada	Direção* (°)	Direção associada	X (m)	Y (m)
NEAR	7,49	8,00	306,00	NW	306	SE	-68,90	50,00
NEAR	7,49	7,00	285,00	WNW	306	SE	-68,90	50,00
EAR	12,34	9,00	126,00	SE	126	NW	-50,00	68,90
EAR	8,50	7,00	105,00	ESE	126	NW	-50,00	68,90
CROSS N	7,49	7,50	261,00	W	261	E	-13,30	84,00
CROSS F	13,20	8,00	171,00	S	171	N	84,00	13,30
TRANS N	14,53	7,00	216,00	SW	216	NE	-50,00	-68,00
TRANS F	9,89	8,00	36,00	NE	36	SW	50,00	68,00

*Convencionando onda e corrente indo.

Tabela B-5 – Tabela de carregamentos para configuração de riser com trecho de topo com armaduras em compósito e trecho de fundo riser convencional

Condição: Pressão interna 34,5 MPa - fluido interno densidade 10,55 kN/m³

		F_x (kN)		F_y (kN)		F_z (kN)		M_x (kN.m)		M_y (kN.m)		M_z (kN.m)		Curvatura (m ⁻¹)		Momento de curvatura	
		Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max
TOPO	NEAR	142.61	194.13	-173.53	-131.99	1877.85	2710.19	-0.01	0.00	0.01	0.03	-0.06	-0.05	999.99	999.99	0.01	0.03
		142.72	192.92	-126.36	-96.82	1904.54	2735.32	-0.01	0.00	0.01	0.03	-0.03	-0.03	999.99	999.99	0.01	0.03
	FAR	151.58	217.97	-188.45	-139.30	2359.39	2913.65	0.00	0.00	0.00	0.00	-0.04	-0.01	999.99	999.99	0.00	0.01
		160.75	212.26	-190.52	-136.29	2340.18	2939.13	0.00	0.00	0.00	0.00	-0.03	-0.02	999.99	999.99	0.00	0.01
	CROSS	133.72	182.14	-204.39	-138.29	1944.10	3058.26	0.00	0.00	0.00	0.01	-0.12	-0.09	999.99	999.99	0.00	0.01
		145.63	216.26	-174.00	-131.40	2334.00	2915.40	0.00	0.00	0.00	0.00	-0.08	-0.05	999.99	999.99	0.00	0.01
	TRANS	186.90	277.07	-204.14	-145.71	2188.27	2887.01	-0.01	0.00	0.01	0.01	-0.11	-0.10	999.99	999.99	0.00	0.01
		171.28	255.89	-133.11	-94.61	2117.50	3056.09	-0.01	0.00	0.00	0.01	-0.11	-0.09	999.99	999.99	0.00	0.01
máximo/mínimo		133.72	277.07	-204.39	-94.61	1877.85	3058.26	-0.01	0.00	0.00	0.03	-0.12	-0.01	999.99	999.99	0.00	0.03
RISER/RISER	NEAR	84.55	148.89	-94.81	-53.77	674.47	1186.21	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.06	-0.05	999.99	999.99	0.00	0.00
		90.72	157.28	-100.35	-57.95	696.50	1205.63	-0.01	0.00	0.00	0.00	-0.03	-0.03	999.99	999.99	0.00	0.00
	FAR	198.25	272.16	-179.34	-129.85	996.55	1371.12	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.03	-0.02	999.99	999.99	0.00	0.00
		201.90	268.90	-175.79	-132.04	1015.38	1352.39	-0.01	0.00	0.00	0.00	-0.03	-0.02	999.99	999.99	0.00	0.00
	CROSS	108.66	201.77	-102.90	-55.37	736.86	1369.54	-0.02	-0.01	0.00	0.01	-0.13	-0.08	999.99	999.99	0.00	0.01
		195.98	271.74	-152.01	-108.17	977.49	1359.34	-0.02	-0.01	0.00	0.01	-0.07	-0.06	999.99	999.99	0.00	0.00
	TRANS	154.74	228.07	-114.46	-76.44	891.26	1317.03	-0.02	-0.02	0.01	0.01	-0.11	-0.10	999.99	999.99	0.00	0.00
		157.02	251.16	-129.82	-79.07	872.59	1399.44	-0.02	-0.02	0.01	0.01	-0.11	-0.09	999.99	999.99	0.00	0.00
máximo/mínimo		84.55	272.16	-179.34	-53.77	674.47	1399.44	-0.02	0.00	0.00	0.01	-0.13	-0.02	999.99	999.99	0.00	0.01

Condição: Pressão interna 0 - sem fluido interno

		F_x (kN)		F_y (kN)		F_z (kN)		M_x (kNm)		M_y (kNm)		M_z (kNm)		Curvatura (m ⁻¹)		Momento de curvatura	
		Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max
TOPO	NEAR	115.00	173.29	114.88	78.59	1374.91	2111.15	0.01	0.00	0.00	0.01	-0.04	-0.04	999.99	999.99	0.00	0.02
		105.89	147.98	168.87	121.00	1586.84	2271.91	0.01	0.01	0.00	0.01	-0.05	-0.05	999.99	999.99	0.00	0.02
	FAR	110.32	176.01	159.25	109.89	1727.88	2306.56	0.01	0.00	0.01	0.00	-0.05	-0.05	999.99	999.99	0.00	0.01
		124.34	163.42	155.98	113.03	1769.26	2280.75	-0.01	0.00	0.01	0.00	-0.04	-0.03	999.99	999.99	0.00	0.01
máximo/mínimo		105.89	176.01	-168.87	-78.59	1374.91	2306.56	-0.01	0.01	-0.01	0.02	-0.05	-0.02	999.99	999.99	0.00	0.02
RISER/RISER	NEAR	72.73	131.38	-83.56	-46.30	577.13	1038.38	-0.01	0.00	0.00	0.00	-0.04	-0.03	999.99	999.99	0.00	0.00
		93.97	134.19	-82.78	-57.85	765.64	1091.92	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.05	-0.05	999.99	999.99	0.00	0.00
	FAR	157.71	228.44	-150.45	-103.29	817.55	1186.27	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.04	-0.03	999.99	999.99	0.00	0.00
		166.36	223.51	-144.86	-107.60	858.53	1155.65	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.04	-0.03	999.99	999.99	0.00	0.00
máximo/mínimo		72.73	228.44	-150.45	-46.30	577.13	1186.27	-0.01	0.00	0.00	0.00	-0.05	-0.03	999.99	999.99	0.00	0.00

Tabela B-6 – Tabela de máximos carregamentos para configuração de riser convencional

REGIÃO	SEÇÕES DE TOPO E FUNDO EM AÇO CARBONO															
	F_x (kN)		F_y (kN)		F_z (kN)		M_x (kN.m)		M_y (kN.m)		M_z (kN.m)		Curvatura (m^{-1})		Momento de curvatura	
	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max
TOPO	176.04	242.46	-220.4	-159.3	3121.1	4452.3	-84.58	18.185	-17.06	22.741	-1.761	5.7553	47.843	229.29	18.055	86.526

Tabela B-7 – Tabela de máximos carregamentos para configuração de riser com armaduras em compósito

Condição: Pressão interna 34,5 MPa - fluido interno densidade 10,55 kN/m³

		F_x (kN)		F_y (kN)		F_z (kN)		M_x (kN.m)		M_y (kN.m)		M_z (kN.m)		Curvatura (m ⁻¹)		Momento de curvatura	
		Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max
TOPO	NEAR	117.15	179.23	-119.99	-81.88	1494.64	2224.58	0.00	0.01	0.00	0.02	-0.02	-0.02	999.99	999.99	0.00	0.02
		108.99	143.47	-165.67	-125.96	1727.29	2332.55	0.00	0.01	0.00	0.01	-0.03	-0.03	999.99	999.99	0.00	0.02
	FAR	109.40	162.37	-150.52	-113.04	1888.13	2331.25	-0.01	0.00	-0.01	0.00	-0.03	-0.01	999.99	999.99	0.00	0.01
		119.79	153.42	-151.28	-112.14	1898.98	2317.03	-0.01	0.00	-0.01	0.00	-0.04	0.00	999.99	999.99	0.00	0.01
	CROSS	108.86	140.06	-184.05	-131.01	1643.56	2369.65	0.00	0.01	0.01	0.02	-0.10	-0.03	999.99	999.99	0.01	0.02
		103.08	157.85	-146.95	-112.69	1871.14	2329.82	0.00	0.01	0.00	0.01	-0.05	-0.03	999.99	999.99	0.01	0.01
	TRANS	154.04	219.64	-179.49	-136.03	1766.74	2289.37	0.00	0.01	0.01	0.02	-0.07	-0.06	999.99	999.99	0.01	0.02
		141.24	200.12	-111.53	-86.00	1760.62	2385.38	-0.01	0.00	0.01	0.02	-0.07	-0.06	999.99	999.99	0.01	0.02
máximo/mínimo		103.08	219.64	-184.05	-81.88	1494.64	2385.38	-0.01	0.01	-0.01	0.02	-0.10	0.00	999.99	999.99	0.00	0.02
RISER/RISER	NEAR	62.98	136.04	-87.80	-40.76	313.93	677.34	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.02	-0.01	999.99	999.99	0.01	0.01
		83.37	142.09	-89.80	-52.65	426.20	726.12	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.03	-0.03	999.99	999.99	0.01	0.01
	FAR	146.40	223.46	-148.56	-96.88	512.67	782.69	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.02	-0.01	999.99	999.99	0.01	0.01
		155.18	216.48	-142.04	-101.66	541.53	756.09	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.02	-0.01	999.99	999.99	0.01	0.01
	CROSS	84.78	161.84	-89.34	-46.72	428.76	818.47	-0.02	-0.01	0.00	0.01	-0.09	-0.02	999.99	999.99	0.00	0.01
		144.04	219.72	-130.95	-85.00	557.57	850.35	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.05	-0.04	999.99	999.99	0.01	0.01
	TRANS	113.60	183.76	-101.71	-61.76	500.85	811.25	-0.02	-0.02	0.00	0.00	-0.07	-0.06	999.99	999.99	0.00	0.01
		120.01	201.63	-113.33	-67.30	511.71	860.85	-0.02	-0.02	0.00	0.00	-0.07	-0.06	999.99	999.99	0.01	0.01
máximo/mínimo		62.98	223.46	-148.56	-40.76	313.93	860.85	-0.02	-0.01	0.00	0.01	-0.09	-0.01	999.99	999.99	0.00	0.01

Condição: Pressão interna 34,5 MPa - fluido interno densidade 10,55 kN/m³ – Região do TDP

TDP	NEAR	-32.79	189.23	-107.04	17.11	1.14	9.58	-0.06	0.02	-0.21	0.01	-0.67	0.04	33.59	648.95	0.04
		69.18	185.58	-101.48	-38.55	1.11	1.48	-0.09	0.00	-0.10	0.03	-0.05	0.07	167.69	817.02	0.03
	FAR	132.71	264.13	-146.26	-73.66	51.06	98.45	-0.05	-0.02	-0.08	-0.02	-0.02	0.01	252.06	839.88	0.03
		148.65	247.73	-138.70	-84.24	57.77	92.11	-0.07	-0.01	-0.06	-0.03	-0.03	0.00	316.33	461.57	0.05
	CROSS	32.63	200.15	-88.25	-14.81	0.94	1.28	-0.18	-0.01	-0.10	0.08	-0.02	0.06	156.69	999.99	0.01
		127.98	263.41	-126.11	-61.77	35.97	66.01	-0.09	-0.04	-0.11	-0.01	-0.03	0.01	170.05	654.53	0.04
	TRANS	85.33	204.72	-82.63	-33.71	1.23	18.13	-0.16	-0.07	-0.20	-0.02	-0.05	0.03	97.01	462.73	0.05
		99.55	263.04	-107.38	-41.51	17.06	40.51	-0.10	-0.07	-0.15	0.00	-0.05	0.01	127.85	706.44	0.03
	máximo/mínimo	-32.79	264.13	-146.26	17.11	0.94	98.45	-0.18	0.02	-0.21	0.08	-0.67	0.07	33.59	999.99	0.01

Condição: Pressão interna 0 - sem fluido interno

		F_x (kN)		F_y (kN)		F_z (kN)		M_x (kN.m)		M_y (kN.m)		M_z (kN.m)		Curvatura (m ⁻¹)		Momento de curvatura	
		Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max
TOPO	NEAR	83.02	142.28	-97.97	-59.86	949.76	1581.19	0.00	0.01	0.00	0.03	-0.03	-0.02	656.34	999.99	0.00	0.04
		75.08	108.30	-146.37	-101.78	1132.10	1685.04	0.00	0.02	0.00	0.01	-0.05	-0.04	839.36	999.99	0.00	0.03
	FAR	62.61	102.01	-112.24	-81.90	1286.71	1650.19	-0.01	0.00	-0.01	0.00	-0.03	-0.02	999.99	999.99	0.00	0.01
		71.43	95.33	-113.43	-81.28	1303.86	1626.12	-0.01	0.00	-0.01	0.00	-0.06	0.01	999.99	999.99	0.00	0.01
máximo/mínimo		62.61	142.28	-146.37	-59.86	949.76	1685.04	-0.01	0.02	-0.01	0.03	-0.06	0.01	656.34	999.99	0.00	0.04
RISER/RISER	NEAR	37.58	98.85	-65.72	-25.06	209.48	550.21	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.03	-0.02	999.99	999.99	0.00	0.00
		54.49	101.32	-65.70	-35.32	312.88	581.51	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.05	-0.04	999.99	999.99	0.00	0.00
	FAR	100.99	161.25	-108.84	-68.42	387.71	618.02	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.03	-0.02	999.99	999.99	0.01	0.01
		107.15	152.04	-102.24	-72.12	410.08	581.61	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.03	-0.02	999.99	999.99	0.01	0.01
máximo/mínimo		37.58	161.25	-108.84	-25.06	209.48	618.02	-0.01	-0.01	0.00	0.00	-0.05	-0.02	999.99	999.99	0.00	0.01
TDP	NEAR	-48.74	141.57	-80.16	26.73	0.81	0.91	-0.21	-0.02	-0.08	0.27	0.02	0.06	157.06	935.97	0.02	0.15
		37.36	123.88	-69.89	-21.45	0.79	0.85	-0.06	-0.03	-0.01	0.02	-0.01	0.04	517.39	999.99	0.02	0.04
	FAR	96.25	196.69	-103.01	-50.09	30.20	60.82	-0.06	-0.03	-0.06	0.00	-0.03	0.01	298.87	928.69	0.02	0.08
		100.80	185.57	-97.97	-54.21	32.79	56.62	-0.09	0.00	-0.07	-0.02	-0.03	0.01	318.41	482.53	0.05	0.07
máximo/mínimo		-48.74	196.69	-103.01	26.73	0.79	60.82	-0.21	0.00	-0.08	0.27	-0.03	0.06	157.06	999.99	0.02	0.15

Apêndice C

Rotina de análise

```
%%%%%%%%%%%%RISER SIZE%%%%%%%%%%%%
A1(:,1)=[0.1524;0.1692;0.1992;0.2192;0.2292;0.2392]/2; %ID
B1(:,1)=[0.1692;0.1992;0.2192;0.2292;0.2392;0.2792]/2; %OD
R(:,1)=(A1(:,1)+B1(:,1))/2; % RAI0 MÉDIO
t(:,1)=(B1(:,1)-A1(:,1)); % Espessuras das camadas
aa1=27;%helical angle
alfa(:,1)=[87.9;0;88.5;-aa1;25;0]*(pi/180);
bb=0.012;%width
gap=0.0013;
bb1=(bb+gap)/cos(aa1*pi/180);
n1=1;
n3=1;
n4=round(2*pi*R(4,1)/bb1); % numero de arames por camada
n5=round(2*pi*R(5,1)/bb1); % numero de arames por camada
AT=1;
b(:,1)=[0.055;0;0.0221;bb;bb;0]; % larguras dos fios
I2=-0.5*pi*((0.5*A1(2,1))^4-(0.5*B1(2,1))^4);
I6=-0.5*pi*((0.5*A1(6,1))^4-(0.5*B1(6,1))^4);
%%%%%%%%%%%%area of cross-section%%%%%%%%%%%%
A2=2*pi*R(2,1)*t(2,1);
A6=2*pi*R(6,1)*t(6,1);
A(:,1)=[88;A2*10^6;221;60;60;A6*10^6].*(10^(-6));
L=2*pi*B1(5,1)/tan(aa1*pi/180);
%%%%%%%%%%%%material property %%%%%%%%%% FLEXIBLE IN COMPOSITE AMOOURS
E0=1300e6;
V0=0.42;
E(:,1)=[190e9;E0;200e9;170e9;170e9;E0]; %LONGITUDINAL
E2(:,1)=[190e9;E0;200e9;9.5e9;9.5e9;E0]; %TRANSVERSAL
v(:,1)=[0.3;V0;0.3;0.32;0.32;V0]; % Plano 1-2
vtrans(:,1)=[0.3;V0;0.3;0.2;0.2;V0]; % Plano 2-3
GG(:,1)=0.5*E(:,1)/(1+v(:,1));

%%%%%%%%%%%%Dados do composito%%%%%%%%%%%%
Efibra=280e9;
Ematriz=6.5e9;
vfib=0.3;
```

```

vmat=0.35;
Gmat=18e9;
Vol_fib=0.6;
Vol_mat=0.4;
kpm=Ematriz/2/(1+vmat)/(1-2*vmat);
kpf=Efibra/2/(1+vfib)/(1-2*vfib);

%% Limites de falha do compósito
tensao_long_max=266e7*1.35; % em tração
tensao_trans_max=67e6*1.35; % em tração
tensao_long_maxC=-145e7*1.35; % em compressão
tensao_trans_maxC=-25e7*1.35; % em compressão
defor_long_max = 0.0156*1.35; % em tração
defor_trans_max = 0.007*1.35; % em tração
tensao_max12= 50e6*1.35;
defor_trans_maxC=-0.03*1.35;
defor_long_maxC=-0.0106*1.35;

%% CARREGAMENTOS AXIAIS
F(:,1)=[0; 1000; 2000]*10^3;
M(:,1)=[15;15;15]*10^3; %N.m
Pint=[20.4;20.4;20.4]*1*10^6; %Pascal N/m
Pext=[15;15;15]*0*10^6; %LDA de 2200m
P(:,1)=[0;0;0;0;0;0;0]; %vetor de pressão em cada camada

for ii = 1:3

    KK = zeros(13);
    P(1,1)=Pint(ii,1);
    P(7,1)=Pext(ii,1);

    %Equilíbrio de forças
    khL_car=n1*E(1,1)*A(1,1)*(cos(alfa(1,1)))^3/L;
    khL_zet=n3*E(3,1)*A(3,1)*(cos(alfa(3,1)))^3/L;
    khL_a1=n4*E(4,1)*A(4,1)*(cos(alfa(4,1)))^3/L;
    khL_a2=n5*E(5,1)*A(5,1)*(cos(alfa(5,1)))^3/L;
    kcL_b=A(2,1)*E(2,1);
    kcL_ce=A(6,1)*E(6,1);
    KK(1,1) = khL_car + khL_zet + khL_a1 + khL_a2 + kcL_b + kcL_ce;

    kho_car=n1*E(1,1)*A(1,1)*(cos(alfa(1,1)))^2*sin(alfa(1,1))*R(1,1)/L/2;
    kho_zet=n3*E(3,1)*A(3,1)*(cos(alfa(3,1)))^2*sin(alfa(3,1))*R(3,1)/L/2;
    kho_a1=n4*E(4,1)*A(4,1)*(cos(alfa(4,1)))^2*sin(alfa(4,1))*R(4,1)/L/2;
    kho_a2=n5*E(5,1)*A(5,1)*(cos(alfa(5,1)))^2*sin(alfa(5,1))*R(5,1)/L/2;
    KK(1,2) = kho_car + kho_zet + kho_a1 + kho_a2;

```

$KK(1,3) = n1 \cdot E(1,1) \cdot A(1,1) \cdot (\sin(\alpha(1,1)))^2 \cdot \cos(\alpha(1,1)) / R(1,1);$
 $KK(1,5) = n3 \cdot E(3,1) \cdot A(3,1) \cdot (\sin(\alpha(3,1)))^2 \cdot \cos(\alpha(3,1)) / R(3,1);$
 $KK(1,6) = n4 \cdot E(4,1) \cdot A(4,1) \cdot (\sin(\alpha(4,1)))^2 \cdot \cos(\alpha(4,1)) / R(4,1);$
 $KK(1,7) = n5 \cdot E(5,1) \cdot A(5,1) \cdot (\sin(\alpha(5,1)))^2 \cdot \cos(\alpha(5,1)) / R(5,1);$

$kcPint = (1 - t(2,1) / 2 / R(2,1)) \cdot v(2,1) \cdot (2 \cdot R(2,1) - t(2,1)) / 2 / t(2,1);$
 $kcPext = (1 + t(2,1) / 2 / R(2,1)) \cdot v(2,1) \cdot (2 \cdot R(2,1) + t(2,1)) / 2 / t(2,1);$
 $KK(1,9) = -n1 \cdot A(1,1) \cdot v(1,1) \cdot \cos(\alpha(1,1)) / 2 + kcPint;$
 $KK(1,10) = -kcPext - n3 \cdot A(3,1) \cdot v(3,1) \cdot \cos(\alpha(3,1)) / 2;$
 $KK(1,11) = -n3 \cdot A(3,1) \cdot v(3,1) \cdot \cos(\alpha(3,1)) / 2 - n4 \cdot A(4,1) \cdot v(4,1) \cdot \cos(\alpha(4,1)) / 2;$
 $KK(1,12) = -n4 \cdot A(4,1) \cdot v(4,1) \cdot \cos(\alpha(4,1)) / 2 - n5 \cdot A(5,1) \cdot v(5,1) \cdot \cos(\alpha(5,1)) / 2;$
 $KK(1,13) = -n5 \cdot A(5,1) \cdot v(5,1) \cdot \cos(\alpha(5,1)) / 2 + (1 - t(6,1) / 2 / R(6,1)) \cdot v(6,1) \cdot (2 \cdot R(6,1) - t(6,1)) / 2 / t(6,1);$

$FF(1,1) = F(ii,1) +$
 $n1 \cdot A(1,1) \cdot v(1,1) \cdot \cos(\alpha(1,1)) / 2 \cdot (P(1,1) + P(7,1)); \% + (1 + t(6,1) / 2 / R(6,1)) \cdot v(6,1) \cdot (2 \cdot R(6,1) + t(6,1)) / 2 / t(6,1) \cdot P(7,1);$

%Equilibrio de momento

$mhL_car = n1 \cdot E(1,1) \cdot A(1,1) \cdot R(1,1) \cdot (\cos(\alpha(1,1)))^2 \cdot \sin(\alpha(1,1)) / L;$
 $mhL_zet = n3 \cdot E(3,1) \cdot A(3,1) \cdot R(3,1) \cdot (\cos(\alpha(3,1)))^2 \cdot \sin(\alpha(3,1)) / L;$
 $mhL_a1 = n4 \cdot E(4,1) \cdot A(4,1) \cdot R(4,1) \cdot (\cos(\alpha(4,1)))^2 \cdot \sin(\alpha(4,1)) / L;$
 $mhL_a2 = n5 \cdot E(5,1) \cdot A(5,1) \cdot R(5,1) \cdot (\cos(\alpha(5,1)))^2 \cdot \sin(\alpha(5,1)) / L;$
 $KK(2,1) = mhL_car + mhL_zet + mhL_a1 + mhL_a2;$

 $mho_car = n1 \cdot E(1,1) \cdot A(1,1) \cdot R(1,1) \cdot (\sin(\alpha(1,1)))^2 \cdot \cos(\alpha(1,1)) \cdot R(1,1) / L;$
 $mho_zet = n3 \cdot E(3,1) \cdot A(3,1) \cdot R(3,1) \cdot (\sin(\alpha(3,1)))^2 \cdot \cos(\alpha(3,1)) \cdot R(3,1) / L;$
 $mho_a1 = n4 \cdot E(4,1) \cdot A(4,1) \cdot R(4,1) \cdot (\sin(\alpha(4,1)))^2 \cdot \cos(\alpha(4,1)) \cdot R(4,1) / L;$
 $mho_a2 = n5 \cdot E(5,1) \cdot A(5,1) \cdot R(5,1) \cdot (\sin(\alpha(5,1)))^2 \cdot \cos(\alpha(5,1)) \cdot R(5,1) / L;$
 $mco_barr = GG(2,1) \cdot 2 \cdot \pi \cdot R(2,1) \cdot t(2,1) \cdot (R(2,1)^2 + (t(2,1) / 2)^2) / L;$
 $mco_cap = GG(6,1) \cdot 2 \cdot \pi \cdot R(6,1) \cdot t(6,1) \cdot (R(6,1)^2 + (t(6,1) / 2)^2) / L;$
 $KK(2,2) = mho_car + mho_zet + mho_a1 + mho_a2 + mco_barr + mco_cap;$

$KK(2,3) = n1 \cdot E(1,1) \cdot A(1,1) \cdot R(1,1) \cdot (\sin(\alpha(1,1)))^3 / R(1,1);$
 $KK(2,5) = n3 \cdot E(3,1) \cdot A(3,1) \cdot R(3,1) \cdot (\sin(\alpha(3,1)))^3 / R(3,1);$
 $KK(2,6) = n4 \cdot E(4,1) \cdot A(4,1) \cdot R(4,1) \cdot (\sin(\alpha(4,1)))^3 / R(4,1);$
 $KK(2,7) = n5 \cdot E(5,1) \cdot A(5,1) \cdot R(5,1) \cdot (\sin(\alpha(5,1)))^3 / R(5,1);$
 $KK(2,9) = -n1 \cdot A(1,1) \cdot v(1,1) \cdot R(1,1) \cdot \sin(\alpha(1,1)) / 2;$
 $KK(2,10) = -n3 \cdot A(3,1) \cdot v(3,1) \cdot R(3,1) \cdot \sin(\alpha(3,1)) / 2;$
 $KK(2,11) = -n3 \cdot A(3,1) \cdot v(3,1) \cdot R(3,1) \cdot \sin(\alpha(3,1)) / 2 -$
 $n4 \cdot A(4,1) \cdot v(4,1) \cdot R(4,1) \cdot \sin(\alpha(4,1)) / 2;$
 $KK(2,12) = -n4 \cdot A(4,1) \cdot v(4,1) \cdot R(4,1) \cdot \sin(\alpha(4,1)) / 2 -$
 $n5 \cdot A(5,1) \cdot v(5,1) \cdot R(5,1) \cdot \sin(\alpha(5,1)) / 2;$
 $KK(2,13) = -n5 \cdot A(5,1) \cdot v(5,1) \cdot R(5,1) \cdot \sin(\alpha(5,1)) / 2;$

$FF(2,1) = M(ii,1) + n1 \cdot A(1,1) \cdot v(1,1) \cdot R(1,1) \cdot \sin(\alpha(1,1)) / 2 \cdot (P(1,1) + P(7,1));$

%Pressões de Raio

```
KK(1,1) = -E(1,1)*A(1,1)/b(1,1)/R(1,1)*(sin(2*alfa(1,1))/2)^2/L;
KK(1,2) = -E(1,1)*A(1,1)/b(1,1)/R(1,1)*cos(alfa(1,1))*(sin(alfa(1,1)))^3*R(1,1)/L;
KK(1,3) = -E(1,1)*A(1,1)/b(1,1)/R(1,1)*(sin(alfa(1,1)))^4/R(1,1);
KK(1,4) = 1 + A(1,1)*v(1,1)*(sin(alfa(1,1)))^2/R(1,1)/b(1,1)/2;
FF(1,1) = -1 + A(1,1)*v(1,1)*(sin(alfa(1,1)))^2/R(1,1)/b(1,1)/2;
```

```
KK(2,1) = -E(2,1)*R(2,1)/L;
KK(2,2) = -1;
KK(2,3) = (1-t(2,1)/2/R(2,1))*((1-
v(6,1)^2)*R(2,1)^2/t(2,1)/E(2,1)+v(2,1)*(1+v(2,1))*R(2,1)/2/E(2,1));
KK(2,4) = (1-t(2,1)/2/R(2,1))*((1-v(2,1)^2)*R(2,1)^2/t(2,1)/E(2,1)-
v(2,1)*(1-v(2,1))*R(2,1)/E(2,1));
FF(2,1) = 0;
```

```
KK(3,1) = -E(3,1)*A(3,1)/b(3,1)/R(3,1)*(sin(2*alfa(3,1))/2)^2/L;
KK(3,2) = -E(3,1)*A(3,1)/b(3,1)/R(3,1)*cos(alfa(3,1))*(sin(alfa(3,1)))^3*R(3,1)/L;
KK(3,3) = -E(3,1)*A(3,1)/b(3,1)/R(3,1)*(sin(alfa(3,1)))^4/R(3,1);
KK(3,4) = 1 + A(3,1)*v(3,1)*(sin(alfa(3,1)))^2/R(3,1)/b(3,1)/2;
KK(3,5) = -1 + A(3,1)*v(3,1)*(sin(alfa(3,1)))^2/R(3,1)/b(3,1)/2;
FF(3,1) = 0;
```

```
KK(4,1) = -E(4,1)*A(4,1)/b(4,1)/R(4,1)*(sin(2*alfa(4,1))/2)^2/L;
KK(4,2) = -E(4,1)*A(4,1)/b(4,1)/R(4,1)*cos(alfa(4,1))*(sin(alfa(4,1)))^3*R(4,1)/L;
KK(4,3) = -E(4,1)*A(4,1)/b(4,1)/R(4,1)*(sin(alfa(4,1)))^4/R(4,1);
KK(4,4) = 1 + A(4,1)*v(4,1)*(sin(alfa(4,1)))^2/R(4,1)/b(4,1)/2;
KK(4,5) = -1 + A(4,1)*v(4,1)*(sin(alfa(4,1)))^2/R(4,1)/b(4,1)/2;
FF(4,1) = 0;
```

```
KK(5,1) = -E(5,1)*A(5,1)/b(5,1)/R(5,1)*(sin(2*alfa(5,1))/2)^2/L;
KK(5,2) = -E(5,1)*A(5,1)/b(5,1)/R(5,1)*cos(alfa(5,1))*(sin(alfa(5,1)))^3*R(5,1)/L;
KK(5,3) = -E(5,1)*A(5,1)/b(5,1)/R(5,1)*(sin(alfa(5,1)))^4/R(5,1);
KK(5,4) = 1 + A(5,1)*v(5,1)*(sin(alfa(5,1)))^2/R(5,1)/b(5,1)/2;
KK(5,5) = -1 + A(5,1)*v(5,1)*(sin(alfa(5,1)))^2/R(5,1)/b(5,1)/2;
FF(5,1) = 0;
```

```
KK(8,1) = -v(6,1)*R(6,1)/L;
KK(8,8) = -1;
KK(8,13) = (1-t(6,1)/2/R(6,1))*((1-
v(6,1)^2)*R(6,1)^2/t(6,1)/E(6,1)+v(6,1)*(1+v(6,1))*R(6,1)/2/E(6,1));
FF(8,1) = P(7,1)*((1+t(6,1)/2/R(6,1))*((1-v(6,1)^2)*R(6,1)^2/t(6,1)/E(6,1)-
v(6,1)*(1-v(6,1))*R(6,1)/E(6,1)));
```

%Pressões de contato

```
KK(9,1) = -v(1,1)*t(1,1)*(cos(alfa(1,1)))^2/2/L - v(2,1)*t(2,1)/L/2;
KK(9,2) = -v(1,1)*t(1,1)*sin(2*alfa(1,1))*R(1,1)/4/L;
```

$$KK(9,3) = 1 - v(1,1)*t(1,1)*(sin(alfa(1,1)))^2/2/R(1,1);$$

$$KK(9,4) = -1;$$

$$KK(9,9) = -(1-t(2,1)/2/R(2,1))*((1-$$

$$v(2,1)^2)*t(2,1)/2/E2(2,1)+v(2,1)*(1+v(2,1))*R(2,1)/E2(2,1))/2 - t(1,1)/4/E2(1,1);$$

$$KK(9,10) = -(1+t(2,1)/2/R(2,1))*((1-v(2,1)^2)*t(2,1)/2/E2(2,1)-$$

$$v(2,1)*(1+v(2,1))*R(2,1)/E2(2,1))/2;$$

$$FF(9,1) = P(1,1)*t(1,1)/4/E2(1,1);$$

$$KK(10,1) = -v(3,1)*t(3,1)*(cos(alfa(3,1)))^2/2/L - v(2,1)*t(2,1)/L/2;$$

$$KK(10,2) = -v(3,1)*t(3,1)*sin(2*alfa(3,1))*R(3,1)/4/L;$$

$$KK(10,4) = 1;$$

$$KK(10,5) = -1 - v(3,1)*t(3,1)*(sin(alfa(3,1)))^2/2/R(3,1);$$

$$KK(10,9) = -(1-t(2,1)/2/R(2,1))*((1-$$

$$v(2,1)^2)*t(2,1)/2/E2(2,1)+v(2,1)*(1+v(2,1))*R(2,1)/E2(2,1))/2;$$

$$KK(10,10) = -t(3,1)/4/E2(3,1)-(1+t(2,1)/2/R(2,1))*((1-v(2,1)^2)*t(2,1)/2/E2(2,1)-$$

$$v(2,1)*(1+v(2,1))*R(2,1)/E2(2,1))/2;$$

$$KK(10,11) = -t(3,1)/4/E2(3,1);$$

$$FF(10,1) = 0;$$

$$KK(11,1) = -v(3,1)*t(3,1)*(cos(alfa(3,1)))^2/2/L -$$

$$v(4,1)*t(4,1)*(cos(alfa(4,1)))^2/2/L;$$

$$KK(11,2) = -v(3,1)*t(3,1)*sin(2*alfa(3,1))*R(3,1)/4/L -$$

$$v(4,1)*t(4,1)*sin(2*alfa(4,1))*R(4,1)/4/L;$$

$$KK(11,5) = 1 - v(3,1)*t(3,1)*(sin(alfa(3,1)))^2/2/R(3,1);$$

$$KK(11,6) = -1 - v(4,1)*t(4,1)*(sin(alfa(4,1)))^2/2/R(4,1);$$

$$KK(11,10) = -t(3,1)/4/E2(3,1);$$

$$KK(11,11) = -t(3,1)/4/E2(3,1)-t(4,1)/4/E2(4,1);$$

$$KK(11,12) = -t(4,1)/4/E2(4,1);$$

$$FF(11,1) = 0;$$

$$KK(12,1) = -v(4,1)*t(4,1)*(cos(alfa(4,1)))^2/2/L -$$

$$v(5,1)*t(5,1)*(cos(alfa(5,1)))^2/2/L;$$

$$KK(12,2) = -v(4,1)*t(4,1)*sin(2*alfa(4,1))*R(4,1)/4/L -$$

$$v(5,1)*t(5,1)*sin(2*alfa(5,1))*R(5,1)/4/L;$$

$$KK(12,6) = 1 - v(4,1)*t(4,1)*(sin(alfa(4,1)))^2/2/R(4,1);$$

$$KK(12,7) = -1 - v(5,1)*t(5,1)*(sin(alfa(5,1)))^2/2/R(5,1);$$

$$KK(12,11) = -t(4,1)/4/E2(4,1);$$

$$KK(12,12) = -t(5,1)/4/E2(5,1)-t(4,1)/4/E2(4,1);$$

$$KK(12,13) = -t(5,1)/4/E2(5,1);$$

$$FF(12,1) = 0;$$

$$KK(13,1) = -v(5,1)*t(5,1)*(cos(alfa(5,1)))^2/2/L - v(6,1)*t(6,1)/L/2;$$

$$KK(13,2) = -v(5,1)*t(5,1)*sin(2*alfa(5,1))*R(5,1)/4/L;$$

$$KK(13,7) = 1 - v(5,1)*t(5,1)*(sin(alfa(5,1)))^2/2/R(5,1);$$

$$KK(13,8) = -1;$$

$$KK(13,12) = -t(5,1)/4/E2(5,1);$$


```

f_fib_1(ii,2)=def_n_A1(ii)/defor_long_maxC;
end

if def_t_A1(ii) > 0
f_matr_1(ii,2)=def_t_A1(ii)/defor_trans_max;
else
f_matr_1(ii,2)=def_t_A1(ii)/defor_trans_maxC;
end

%Critério de Hashin-Rotern
f_fib_1(ii,3)=f_fib_1(ii,1);

if Tens_t_A1(ii) > 0

f_matr_1(ii,3)=(Tens_t_A1(ii)/tensao_trans_max)^2+(Tens_shear_a1(ii)/tensao_max12)^2;
else

f_matr_1(ii,3)=(Tens_t_A1(ii)/tensao_trans_maxC)^2+(Tens_shear_a1(ii)/tensao_max12)^2;
end

%Critério Hashin
if Tens_n_A1(ii) > 0

f_fib_1(ii,4)=(Tens_n_A1(ii)/tensao_long_max)^2+(Tens_shear_a1(ii)/tensao_max12)^2;
else
f_fib_1(ii,4)=Tens_n_A1(ii)/tensao_long_maxC;
end

if Tens_t_A1(ii) > 0

f_matr_1(ii,4)=(Tens_t_A1(ii)/tensao_trans_max)^2+(Tens_shear_a1(ii)/tensao_max12)^2;
else

f_matr_1(ii,4)=Tens_t_A1(ii)^2/(2*tensao_max12)^2+(Tens_shear_a1(ii)/tensao_max12)^2+((tensao_trans_maxC/(2*tensao_max12))^2-1)*Tens_t_A1(ii)/abs(tensao_trans_maxC);
end

% Critério de Puck

if Tens_n_A1(ii) > 0

```

```

f_fib_1(ii,5)=Tens_n_A1(ii)/tensao_long_max;
else
    f_fib_1(ii,5)=Tens_n_A1(ii)/tensao_long_maxC;
end

f_matr_1(ii,5)=Tens_t_A1(ii)^2/(tensao_trans_max*abs(tensao_trans_maxC))+Tens
_shear_a1(ii)^2/tensao_max12^2+(1/tensao_trans_max +
1/abs(tensao_trans_maxC))*Tens_t_A1(ii)

% critério Tsai-wu

f_fib_1(ii,6)=Tens_n_A1(ii)^2/(tensao_long_max*abs(tensao_long_maxC))+Tens_t
_A1(ii)^2/(tensao_trans_max*abs(tensao_trans_maxC))+(Tens_shear_a1(ii)/tensao
_max12)^2+(1/tensao_long_max -
1/abs(tensao_long_maxC))*Tens_n_A1(ii)+(1/tensao_trans_max -
1/abs(tensao_trans_maxC))*Tens_t_A1(ii)-
sqrt(1/(tensao_long_max*abs(tensao_long_maxC))*tensao_trans_max*abs(tensao_
trans_maxC))*Tens_t_A1(ii)*Tens_n_A1(ii);

% Tsai-Hill
if Tens_n_A1(ii) > 0
    AAA=tensao_long_max;
else
    AAA=tensao_long_maxC;
end

if Tens_t_A1(ii) > 0
    BBB=tensao_trans_max;
else
    BBB=tensao_trans_maxC;
end

f_fib_1(ii,7)=(Tens_n_A1(ii)/AAA)^2+(Tens_t_A1(ii)/BBB)^2+(Tens_shear_a1(ii)/ten
sao_max12)^2 -Tens_n_A1(ii)*Tens_t_A1(ii)*(1/AAA^2);

%critério Hoffman

f_fib_1(ii,8)=Tens_n_A1(ii)^2/(tensao_long_max*abs(tensao_long_maxC))+Tens_t
_A1(ii)^2/(tensao_trans_max*abs(tensao_trans_maxC))+(Tens_shear_a1(ii)/tensao
_max12)^2+(1/tensao_long_max -
1/abs(tensao_long_maxC))*Tens_n_A1(ii)+(1/tensao_trans_max -
1/abs(tensao_trans_maxC))*Tens_t_A1(ii)-
0.5*(1/(tensao_long_max*abs(tensao_long_maxC))*Tens_t_A1(ii)*Tens_n_A1(ii);

end

```